

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

THÈSE PAR ARTICLES PRÉSENTÉE À
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE
À L'OBTENTION DU
DOCTORAT EN GÉNIE
Ph.D.

PAR
KHETTABI, Riad

MODÉLISATION DES ÉMISSIONS DE PARTICULES MICRONIQUES ET
NANOMÉTRIQUES EN USINAGE

MONTREAL, LE 08 JANVIER 2009

© Riad Khettabi, 2009

CETTE THÈSE A ÉTÉ ÉVALUÉE

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Victor Songmene, directeur de thèse
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Jacques Masounave, directeur
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Robert Hausler, président du jury
Département de génie de la construction à l'École de technologie supérieure

M. Marek Balazinski, membre du jury
Département de génie mécanique à l'École polytechnique de Montréal

M. Marc Baril, examinateur externe
Institut de Recherche en Santé et en Sécurité du Travail – Conseiller scientifique. Direction
du Service veille et gestion de la qualité

ELLE A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 27 NOVEMBRE 2008

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

AVANT-PROPOS

Ce travail représente une thèse par articles publiés dans des revues scientifiques spécialisées. Ce travail est une exigence partielle à l'obtention du doctorat en génie Ph.D à l'école de technologie supérieure, département de génie mécanique. Les deux premiers articles exposent des études expérimentales détaillées et le troisième développe une étude théorique en vue de prédire et modéliser les émissions lors de l'usinage. Le premier article a été publié en avril 2007 dans le Journal *Material Processing Technology* et qui porte le titre de “Effect of tool lead angle and chip formation mode on dust emission in dry cutting”. Dans ce premier travail, l'effet de l'angle de direction et du mode de formation du copeau sur les émissions de poussières métalliques en usinage a été identifié. De plus, un modèle expérimental et un facteur écologique appelé “Dust Unit (*Du*)” ont été développés. L'effet des conditions de coupe, du matériau et de la géométrie de l'outil sur les émissions de fine particules en usinage ont été étudiés et complétés dans le deuxième article qui porte le titre “Effects of cutting speeds, materials and tool geometry on metallic particle emission during orthogonal cutting”. Ces deux publications ont permis de développer un modèle prédictif qui repose sur une théorie des lois rhéologiques, confirmé par l'expérimentation. La modélisation et la validation selon les résultats expérimentaux ont fait l'objet du troisième article de journal au titre de “Modeling of fine and ultrafine particle emission during orthogonal cutting”. Les deux derniers articles ont été soumis dans le journal “*Materials Engineering and Performance*”, respectivement en juin 2008 et en Août 2008.

REMERCIEMENTS

Je voudrais remercier très vivement les membres du mon jury pour l'honneur qu'ils m'ont fait en acceptant d'examiner cette thèse et pour l'intérêt qu'ils ont bien voulu porter à ce travail : Monsieur Robert Hausler, Professeur à l'ÉTS, Monsieur Marek Balazinski, Professeur à l'École polytechnique de Montréal, Monsieur Marc Baril de l'Institut de Recherche en Santé et Sécurité du Travail.

J'exprime ma sincère et profonde gratitude à Monsieur Victor Songmene et Monsieur Jacques Masounave, pour la confiance, la patience et l'aide qu'ils m'ont accordé au cours de mon parcours en tant que directeurs de thèse, pour les nombreuses discussions que nous avons eues ensemble, pour la qualité scientifique de leurs remarques et pour le temps qu'ils ont bien voulu me consacrer.

Je remercie vivement tous mes collègues pour le climat chaleureux qu'on a pu créer ensemble et le personnel de l'école pour leur aide et collaboration : N. Metatla Le Duc, F. Lamraoui Dave, Sifo Benchaiba, K. Badri, I. Zaghbani, A. Szymanski, A. Makiou, Jean Guy Gagnon, G. D'Amour, Elvis, Roger Njoya, M. Ouchen, I. Chebi, Hicheme B et les autres...

Que mes amis soient aussi récompensés par des grands mercis, pour m'avoir apporté leur aide, leur soutien et la chaleur humaine dont j'avais tant besoin : A. Kamel Clint, D. Bouchereb, I. Mansouri, K.Redah, K.Zohir, K.Toufik,Hichem, Larbi, M. Kadri, D. Rameche, O. A. Karim, O. Nouri, A. Lies, S. Ouehab, K. Bencheikh, H. Balaska, M. Touhara, Sobhi, Slim Ouelha, T. Aboud, L. Mohamed, B. Azou, B. Adel, Salih, Hakim et les autres...

Et par delà de tous mes remerciements, un grand merci à mon père Mohamed, ma mère Fatima Seghira, et frères et sœurs (Samir, Zehor, Choaïb, Rym, Amel, Fifi) sans oublier tantes, oncles, et cousins (Ratiba, Nadera, Fatima, Hayet, Farida, Nadia, Nafissa, El-Hocine, A. Ghani, Ahmed, Amar, Sidi-Aissa, Hamdane, Hocine, A. Rahmene, Smaine, Aboud, Salim, Mounir, Fares) pour leur soutien tout au long de ces années. Un spécial remerciement à ma chère femme Faiza Bibeche, pour l'amour et la patience qu'elle a prouvée envers moi.

À ceux qui luttent et meurent en silence pour le progrès de la science. Gaies, tu n'es pas mort

MODÉLISATION DES ÉMISSIONS DE PARTICULES MICRONIQUES ET NANOMÉTRIQUES EN USINAGE

KHETTABI, Riad

RÉSUMÉ

L'usinage occupe une place privilégiée dans les procédés de mise en forme par sa nécessité et son large domaine d'application, mais il présente aussi un danger potentiel pour la santé et l'environnement à cause des aérosols qu'il génère. Ces aérosols peuvent être liquides (provenant des fluides de coupe) ou solides (particules métalliques émises lors de la coupe). Par conséquent, la réduction de la génération des particules devrait contribuer à protéger l'environnement et améliorer la qualité de l'air dans les ateliers d'usinage. Dans notre étude, on s'est concentré sur l'usinage à sec pour des raisons économiques (coût des lubrifiants et de traitement des copeaux) et écologiques (toxicité des lubrifiants et des particules).

L'objectif de ce travail est d'étudier et modéliser les émissions de particules métalliques lors de l'usinage en vue de les prédire et de les réduire à la source. L'approche retenue repose sur une analyse qui est faite conjointement de manière expérimentale et théorique, aux deux échelles microscopique et macroscopique à l'aide d'observations et de lois rhéologiques. Des essais ont été réalisés afin de déterminer l'influence des matériaux, géométrie de l'outil, et paramètres de coupe sur les émissions de fines et ultrafines particules en usinage. Ceci a fait l'objet des deux articles dont le premier a été déjà publié en avril 2007 (*Material processing technology*) et le deuxième soumis en juin 2008 (*Materials engineering and performance*).

Pour limiter la génération des particules ou pour la prédire, il est essentiel de connaître sous quelles conditions elles sont formées. Dans un troisième soumis en Août 2008 (*Materials engineering and performance*), les mécanismes à la base de la formation des particules ont été identifiés et un modèle de prédiction est proposé. Ce modèle inclut la géométrie de l'outil, les propriétés des matériaux, les conditions de coupe et la segmentation des copeaux. Ce modèle est basé sur une nouvelle théorie hybride qui intègre les approches énergétiques et tribologiques (microfriction) et la déformation plastique pour quantifier la poussière générée. Ce modèle a été validé en utilisant des résultats expérimentaux de tournage orthogonal conduits sur l'alliage d'aluminium 6061-T6, des aciers AISI 1018 et AISI 4140, et la fonte grise. Un nouveau facteur caractérisant les émissions (aptitude d'un matériau ou d'un procédé à émettre des particules) par rapport à la masse de copeaux débité, nommé "Dust unit ou *Du*" a été introduit pour pouvoir comparer l'émissivité de différentes opérations.

NANO AND MICRO PARTICLE EMISSION MODELING DURING MACHINING

KHETTABI, Riad

ABSTRACT

Machining is very favourable among metal working processes because of its needs and broad field of application, but it also represents of potential hazard both for health and environment because it generates aerosols. These aerosols are either liquid (from the cutting fluid) or solid (metallic particles generated during the cutting process). Therefore, the reduction of the particles produced should contribute to protect the environment and to improve the air quality in the machining shops. In our study, dry machining is adopted for economical (costs of the cutting fluids and chip treatment prior to recycling) and ecological reasons (toxicity of the lubricant and the metallic particles).

The main objective of this research work is to study and modeling of metallic particle emission during machining for prediction and reduction at the source purposes. The research approach used is based on qualitative and quantitative analysis data obtained from both experimental and theoretical works at two levels: microscopic and macroscopic with the assistance of observations and rheological laws. Experiments were carried out to determine the influence of materials, tool geometry and cutting parameters on particles emission during machining. Two scientific papers were written from this work. The first was published in April 2007 (*journal of Material processing technology*) and the second was submitted in Jun 2008 (*journal of Materials engineering and performance*).

In order to limit the dust emission, there is a need to understand at which conditions it is formed and to be able to predict it. In the third article submitted in August 2008 (*Materials engineering and performance*), the mechanisms of dust emission are identified and a dust emission model is proposed. The model includes the tool geometry, the material properties, the cutting conditions and the chip segmentation. The proposed model is based on the energy approach combined with the microfriction and the plastic deformation of materials. The model is validated using experimental results carried on 6061-T6 aluminum alloy, AISI 1018, AISI 4140 steels and grey cast iron during orthogonal turning process. A new factor characterizing the emission of particles comparatively to the quantity of chip generated, named ``Dust unit Du' was introduced to be able to compare the emissivity of various operations.

TABLE DES MATIÈRES

INTRODUCTION GÉNÉRALE	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE GÉNÉRALE	4
1.1 Introduction.....	4
1.2 Nouvelles techniques d'usinage propre	7
1.2.1 Usinage à sec.....	7
1.2.2 Usinage semi sec.....	10
1.3 Frottements	15
1.4 Principes et mécanismes de formation de copeaux.....	16
1.4.1 Intérêt d'étude des copeaux	16
1.4.2 Classification de forme	17
1.4.3 Principaux modèles de formation de copeaux	17
1.4.4 Influence des matériaux sur la formation des copeaux.....	24
1.5 Formation de poussières lors de l'usinage	33
1.5.1 Comportement d'un grain de poussière dans l'air	34
1.5.2 Influence de la température.....	36
1.5.3 Influence de la vitesse de coupe.....	38
1.5.4 Influence de la profondeur de coupe, du diamètre de l'outil et de l'avance ..	42
1.5.5 Influence de la géométrie de l'outil	45
1.5.6 Émissivité des matériaux	46
1.6 Commentaires	47
1.7 Conclusions.....	49
CHAPITRE 2 EXPÉRIMENTATION	51
2.1 Introduction.....	51
2.2 Instrument de mesure de particules.....	51
2.3 Les montages expérimentaux.....	54
2.3.1 Coupe oblique	55
2.3.2 Coupe orthogonale	56
CHAPITRE 3 RÉSUMÉ SUBSTANTIEL SUR LA GÉNÉRATION DE PARTICULES	58
3.1 Introduction.....	58
3.2 Expérimentation et paramètres influençant les émissions	59
3.2.1 Effet de la géométrie de l'outil	60
3.2.2 Effet du matériau et de la vitesse de coupe.....	62
3.2.3 Effet du mode de formation du copeau.....	62
3.2.4 Nano particules et distribution de taille en usinage	63
3.3 Modélisation	64
3.3.1 Mécanisme de production de poussières.....	66
3.3.2 Modélisation semi-empirique	67

3.3.3	Modélisation analytique des émissions de particules	67
3.4	Validation du modèle	73
3.4.1	Effet de la vitesse de coupe.....	74
3.4.2	Effet combiné de la vitesse de coupe et l'angle de coupe.....	74
3.4.3	Effet combiné de l'avance et de la vitesse de coupe.....	75
3.5	Discussion	75
CONCLUSION GÉNÉRALE.....		77
LISTE DE RÉFÉRENCES		80
ANNEXE I ARTICLE 1: EFFECT OF LEAD ANGLE & CHIP FORMATION MODE		89
ANNEXE II ARTICLE 2: EFFECTS OF SPEEDS, MATERIALS & RAKE ANGLES		114
ANNEXE III ARTICLE 3: MODELING OF PARTICLE EMISSION.....		142
ANNEXE IV DETERMINATION DU <i>DUST UNIT</i>		177
ANNEXE V NOUVEAU REGARD SUR LE PHÉNOMÈNE DES ÉMISSIONS		180

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 2.1 Conditions et paramètres de coupe utilisés durant les essais.....	55
Tableau 2.2 Volume enlevé lors des essais de la coupe oblique	56
Tableau 2.3 Conditions et paramètres de coupe utilisés durant les essais.....	57

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1.1 Description schématique d'une Coupe orthogonale (Zhang, Alpas, 2002)	6
Figure 1.2 Schématisation géométrique d'une coupe oblique (Moufki et al 2004)	6
Figure 1.3 A. Copeau continu; B. Copeau segmenté ; C. copeau dentelé (Le Calvez, 1995).18	18
Figure 1.4 Modèle de Piispanen (Shaw, 2005).	18
Figure 1.5 Zones de cisaillement dans la coupe orthogonale	19
Figure 1.6 Description de la formation cyclique du copeau en coupe orthogonale	20
Figure 1.7 Micrographie optique du copeau d'Al 6061.....	21
Figure 1.8 Illustration de la présence des pores dans la direction du gradient de la déf.....	22
Figure 1.9 Illustration par SEM, de la microstructure de la surface extérieure du copeau.....	22
Figure 1.10 Illustration SEM de la face extérieure du copeau montrant les fissures	23
Figure 1.11 La morphologie du copeau en fonction de la vitesse de coupe	24
Figure 1.12 Morphologie du copeau en fonction de la vitesse de coupe.....	28
Figure 1.13 Différentes formes et déformation du copeau à des vitesses différentes	29
Figure 1.14 Explorations typiques : (a et b) MEB ; (c-e) microscope optique.....	31

Figure 1.15	Forme de copeau principal et secondaire selon deux supports outil différents...	32
Figure 1.16	Schéma descriptif du comportement d'un grain de poussière dans l'air.....	34
Figure 1.17	Micrographie des copeaux selon vitesses de coupe (Songmene et al, 2008).	41
Figure 1.18	L'analyse des émissions en fonction de la vitesse de coupe	42
Figure 1.19	Concentration de poussière en fonction de la profondeur de coupe.....	43
Figure 1.20	Concentration de poussières en fonction de la profondeur & du diamètre	43
Figure 1.21	Vibrations en fonction du diamètre (Songmene et al, 2008).....	44
Figure 1.22	Concentration de poussières en fonction de l'avance	44
Figure 1.23	Influence de l'angle de coupe sur le refoulement du copeau (Balazinski, 07)....	46
Figure 2.1	Schéma descriptif de l'APS (http://www.tsi.com)	52
Figure 2.2	Schéma descriptif du CPC (http://www.tsi.com)	53
Figure 2.3	Montage expérimental de l'APS couplé à l'SMPS	54
Figure 2.4	Éprouvette pour une coupe orthogonale à cinq paliers	57

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

c , la chaleur spécifique du matériau de la pièce.

d , la distance, m

Du , Dust unit (sans dimension)

f , vitesse d'avance, $tours/min$

g , l'accélération gravitationnelle, m/s^2

h , profondeur de coupe (épaisseur du copeau non déformé), mm

k , la conductivité thermique, $Wm^{-1}K^{-1}$

K_l , est la diffusivité thermique du matériau de la pièce à la température T_{sh}

k_B , la constante de Boltzmann

m , une constante du matériau, signifie la sensibilité du matériau au taux de déformation.

m , la masse, kg (ou g)

n , l'indice d'écrouissage

Nu , le nombre de *Nusselt*

P , la probabilité d'existence

P_C , concentration moyenne de poussière, mg/m^3

Ra , le nombre Rayleigh

u_θ , l'énergie thermique par unité de volume

T , température, degré

V_C Vitesse de coupe, m/min

V' , le volume, m^3

α , angle de coupe, degré

β , le paramètre de localisation d'écoulement

γ , cisaillement (déformation)

ε la déformation, mm

$\dot{\varepsilon}$ la vitesse de déformation, mm/s

τ , la contrainte de cission, MPa

μ , paramètre d'écrouissage

v , le paramètre d'adoucissement thermique

INTRODUCTION GÉNÉRALE

L'usinage est sans doute le procédé de mise en forme le plus ancien. Il a connu d'énormes progrès tout comme les différents procédés de mise en forme. Bien que l'évolution d'autres techniques de formage sans enlèvement de la matière (forgeage, moulage) arrive à produire des pièces brutes de plus en plus proches des cotes (Near net shape), l'usinage demeure encore le plus répandu, car une précision accrue fait toujours appel à l'usinage. L'usinage génère des températures élevées qui amènent souvent à utiliser un refroidissant et/ou un lubrifiant. L'utilisation des lubrifiants rend les copeaux difficiles à recycler et rajoute des coûts supplémentaires. L'usinage à sec permet d'éviter ces problèmes mais produit des poussières. Les particules métalliques de taille micronique et moins, dégagées lors de l'usinage, s'oxydent instantanément dans l'air. À cause de leur taille, ces particules possèdent un temps de sédimentation assez élevé et restent en suspension dans l'air pendant longtemps mettant ainsi en péril la santé du travailleur (irritation, cancer, etc.).

Il a été montré par les études épidémiologiques que les fines poussières produites lors des procédés de fabrication représentent un risque pour la santé des travailleurs. Les maladies causées par l'exposition à ces poussières vont de la simple irritation des voies respiratoires à la bronchite, l'asthme et les cancers. En conséquence, les agences de régulation de l'hygiène et de sécurité du travail poussent de plus en plus les manufacturiers vers la réduction des poussières des procédés d'usinage et de fabrication. Un comité de prévention du risque et de contrôle de l'environnement du travail de l'organisation mondiale de la santé qui s'est tenu en Suisse en 1999 (EHO, 1999) souhaitait qu'il y ait des travaux de recherche relatant la production des poussières aux paramètres des procédés, ce qui aiderait à évaluer la fiabilité et

les coûts des changements des systèmes d'amélioration du contrôle de poussières. L'EPA (Environmental Protection Agency) trouve que même de faibles concentrations de certains métaux peuvent causer des effets pulmonaires aigus. Des éléments comme le cas de l'Arsenic (très dangereux) ou le Béryllium, Vanadium, Chrome et le Zinc, provoquent des maladies très graves : cancer, béryllose, etc. (Sutherland et al, 2000). Les personnes les plus disposées à attraper le cancer d'estomac, du pancréas, de la prostate et du rectum, sont celles qui sont souvent exposées aux particules métalliques de coupe (Hands, 1996 et Mackerer, 1989).

À ce moment où les menaces de ces poussières deviennent très sensibles aux publics, suscitant une crainte demandant un vrai remède, l'usinage propre devient le sujet d'actualité. Cependant la compréhension des mécanismes de formation du copeau et le comportement des matériaux en usinage, permettraient d'attaquer le problème à la source afin de minimiser ou d'éliminer le danger. Bien que l'expérimentation pure dans des cas précis puisse donner de meilleures conditions pour atténuer le danger des poussières, elle reste toujours incapable de couvrir toutes les situations possibles et réalisables. Par contre elle peut servir comme une base de données expérimentale pour bâtir un modèle prédictif. En effet, l'expérimentation réalisée lors de cette étude permet de déterminer l'influence des matériaux, de la géométrie de l'outil, des conditions et des paramètres de coupe sur les émissions de particules fines et ultra fines en usinage des métaux. Un nouveau facteur écologique a été aussi introduit pour pouvoir comparer l'émissivité de différentes opérations. Un modèle prédictif a donc été développé, afin de prédire les émissions de poussières et suggérer les moyens nécessaires pour limiter leur production. La réduction de la production des fines et ultra fines particules en usinage devrait contribuer à protéger l'environnement et améliorer la qualité de l'air dans les ateliers d'usinage.

Dans le présent travail une revue de littérature expose en détails le phénomène de coupe avec les modèles et les théories les plus spécifiques. Par la suite, les instruments de mesure de particules et les montages expérimentaux utilisés sont présentés avant d'exposer dans le troisième chapitre une synthèse globale des résultats expérimentaux, de la modélisation et de la validation du modèle et on termine par une conclusion générale. Les articles soumis et publiés dans des revues spécialisées sont présentés en annexe avec la méthode du développement du paramètre (Dust Unit) et en fin un nouveau regard sur le phénomène des émissions a été proposé.

CHAPITRE 1

REVUE DE LITTÉRATURE GÉNÉRALE

1.1 Introduction

L'usinage propre commence et va s'imposer pour la mise en forme par enlèvement de métal. Pour répondre à ces exigences, plusieurs techniques ont été développées commençant par l'élimination de plusieurs fluides (contaminants) jusqu'à la réduction maximale des fluides et même la suppression totale comme le cas de l'usinage à sec.

Les particules d'aérosols produites en usinage restent en suspension pour un temps assez élevée pour être inhalées par les opérateurs (W. König, S. Rummenhöller, 1993). Hoover et al. (1990) trouvent que les matériaux fragiles produisent des particules de poussières plus grosses (diamètre supérieur à $25\mu\text{m}$) que les matériaux ductiles. Donc usiner des métaux ductiles est un sérieux problème, surtout qu'il est difficile de les éliminer ou les filtrer (Wang et al, 1990; Lingzhong Du, et al, 2004). De plus, l'exposition aux particules métalliques cause des maladies très graves (H.J. Heine, 1997; Y. Kusaka, et al 1986; McClellan et al, 1997). Il est donc primordial d'étudier plus profondément le phénomène dans le but de quantifier et modéliser les émissions de poussières dangereuses.

On présente dans cette partie l'ensemble de ces techniques, leurs limitations et les remèdes suggérés, par la suite nous mettons l'accent sur le phénomène de base et les mécanismes de génération de poussières dangereuses en usinage. Le problème principal rencontré dans les techniques d'usinage propre touche sensiblement la productivité (diminution de la durée utile de l'outil). Cela nécessite des solutions les plus optimales comme l'application d'un revêtement adéquat ou certaines implantations ioniques au niveau des couches superficielles de l'outil de coupe afin de minimiser les effets de frottement. Le phénomène de coupe peut paraître du premier coup d'œil simple mais en réalité c'est un des plus complexes procédés

industriels. Aucune théorie n'a pu l'expliquer exactement et parfaitement avec tous les détails. Dans notre étude, nous essayons de nous inspirer des plus importantes théories qui traitent le phénomène du point de vue analytique (surtout la formation du copeau) afin de comprendre les mécanismes de formation de poussières. En usinage, plusieurs mécanismes peuvent être responsables de la formation de poussière. Dans une coupe simple, comme l'usinage orthogonal (figure 1.1) on distingue globalement trois zones et chacune se comporte différemment : zone de cisaillement primaire, zone de cisaillement secondaire et en fin la zone de cisaillement tertiaire.

Le comportement du matériau en usinage est basé sur la déformation plastique (ou la rupture fragile). Le phénomène de coupe est trop complexe pour qu'il soit expliqué par une simple description du processus. En se limitant à la coupe orthogonale, on peut avoir des simplifications géométriques et cinématiques très intéressantes, coupe à laquelle l'arête de coupe est rectiligne, perpendiculaire au mouvement d'avance de l'outil (et les angles de direction d'arête κ_r et d'inclinaison λ_s valent 90° et 0°). Les conditions de coupe se limitent alors à la vitesse de coupe et à l'avance par tour. L'épaisseur du copeau reste en général faible par rapport à sa largeur, et en exceptant les effets de bord, la coupe se modélise par un problème de déformations planes (les phénomènes qui entrent en jeu dans des plans perpendiculaires à l'arête de coupe sont identiques).

Par contre la réalisation d'une coupe orthogonale est souvent difficile. La coupe réelle est quant à elle oblique (figure 1.2), la direction de coupe est non orthogonale mais à un certain angle avec l'arête principale. Cela change considérablement les conditions géométriques et la direction d'écoulement du copeau. Cependant la coupe orthogonale peut nous permettre d'avancer la compréhension des phénomènes de coupe et ceux responsables de la formation des particules métalliques.

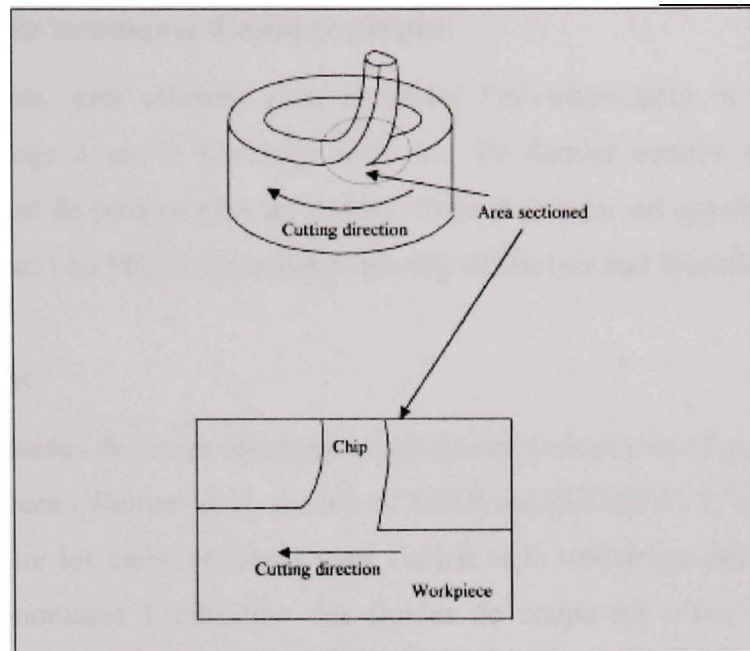


Figure 1.1 Description schématique d'une Coupe orthogonale.
(Zhang, Alpas, 2002)

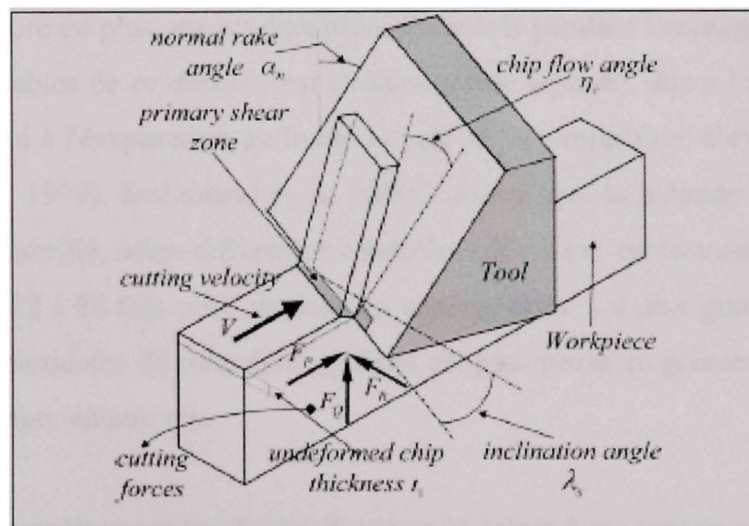


Figure 1.2 Schématisation géométrique d'une coupe oblique.
(Moufki et al 2004)

1.2 Nouvelles techniques d'usinage propre

Plusieurs techniques sont utilisées pour respecter l'environnement et réduire les coûts d'usinage : l'usinage à sec et l'usinage semi sec. Ce dernier connaît un développement continu en réduisant de plus en plus les fluides. Cette technique est appelé MQL (minimum quantité de lubrifiant) ou MQCL (minimum quantity of coolant and lubricant).

1.2.1 Usinage à sec

L'utilisation des fluides de coupe représente approximativement entre 7 et 17% des coûts de fabrication des pièces (Weinert et al, Annals of CIRP, vol.53/2/2004). L'usinage à sec devra permettre de réduire les coûts encourus pour l'achat et le traitement des fluides. Donc, du point de vue économique l'utilisation des fluides de coupe est d'une part extrêmement dispendieuse et d'autre part ennuyeuse en traitement et en recyclage, ainsi que polluante du point de vue environnemental. Tous ces inconvénients poussent les chercheurs de trouver une solution convenable à ce sérieux problème. Un des problèmes majeurs des fluides de coupe qui se rajoute encore en plus, est la génération d'aérosols pendant l'usinage. Les mécanismes primaires responsables de ce désastre est l'éclaboussure (splash), due à l'impact du fluide et probablement aussi à l'évaporation du fluide à cause de la température élevée dans la zone de coupe (Bell et al, 1999). Sutherland et al, 2000 trouvent que la quantité d'aérosol dégagée lors de l'usinage lubrifié, selon différentes conditions de coupe, est beaucoup trop élevée, qui peut atteindre de 12 à 80 fois celle produite en usinage à sec. Le plus grand inconvénient est que la taille des particules de poussière produite est plus petite en présence de lubrifiant, ce qui aggrave le danger encore plus.

Pour supprimer complètement les fluides de coupe et usiner à sec tout en préservant l'outil de coupe contre l'usure rapide, des techniques ont été développées. En usinage, on assiste à plusieurs phénomènes plus ou moins complexes qui se manifestent aux différents niveaux (la déformation, le frottement, l'adhésion, la diffusion, etc.). Ceci exige une compréhension intégrale des corrélations complexes qui lient le processus et le système machine-outil pièce. Klocke et al (Klocke et al, 1997) traitent le sujet de l'usinage à sec pour la fonte, l'acier, l'aluminium, les superalliages et le titane.

L'usinage à sec exige les outils de coupe modernes (cermets) éventuellement revêtus en TiN, TiC ou Al_2O_3 à cause des températures très élevées au niveau de l'arête de coupe. Un nouveau concept de l'usure d'outil et de nouveaux modèles de procédé de diffusion ont été considérés, dans lesquels la diffusion a un plus grand effet sur le processus d'usure à températures élevées (J. Kopac, 1998). Anselmo et al (2004), ont réalisé des essais en usinage à sec dans le but de déterminer les performances et les limites dans les conditions expérimentales spécifiques : pièce en acier 1045 (97 HRB), et deux différents types d'outil en carbure (P15 et P25 avec un revêtement de trois couches : TiCN, Al_2O_3 et TiN par CVD). Ils trouvent que l'usinage à sec exige un matériau d'outil très dur qui résiste à haute température. Des études comparatives entre l'usinage avec et sans fluide de coupe montrent qu'il est possible d'avoir une durée de vie semblable à condition que la profondeur de coupe soit petite et les vitesses de coupe soient assez élevées.

Pour plusieurs raisons, l'usinage à sec s'impose. La première est principalement économique. Vu le prix et la quantité énorme des fluides de coupe utilisée, ainsi que pour le recyclage des copeaux produits, nécessitant une procédure coûteuse et ennuyeuse de décontamination. La deuxième raison aussi importante est purement sanitaire et écologique. Sutherland et al, 2000 ont montré que l'utilisation des fluides de coupe augmente la production d'aérosols qui croit aussi dans le cas général avec la vitesse, l'avance et la profondeur de coupe. Cela signifie que le lubrifiant est responsable de la production d'un nuage dense en aérosol, en plus de ce qui est produit par le procédé de coupe lui-même.

L'inconvénient principal de l'usinage à sec réside dans l'usure accélérée, ce qui demande le changement fréquent de l'outil de coupe, et donc nécessite un temps d'arrêt considérable et par conséquent une diminution du rendement. Le mode optimal est de choisir un matériau de coupe assez dur et tenace. Ceci est aussi possible en utilisant un revêtement adéquat pour diminuer le taux d'usure, afin de conserver les avantages de l'usinage à sec et surmonter son défaut.

1.2.1.1 Usinage à sec et autolubrification

L'autolubrification est une alternative très intéressante pour diminuer l'usure et le coefficient de friction. Ce processus s'intéresse seulement aux premières couches tribologiques. Tatsuhiko A. et al, (2004) ont réussi à produire une couche tribologique idéale par l'implantation de chlore dans les couches superficielles de nitrure de titane (TiN). Cette couche est oxydée en présence du chlore, ce qui réduit significativement la dureté de surface. Une autre approche intéressante consiste à introduire du graphite dans le matériau de la pièce, pour que le graphite joue le rôle du lubrifiant, ce qui facilite considérablement l'usinage. Des résultats de V. Songmene et al. (2000), sur l'usinabilité des composites à matrice métallique graphitique confirment l'effet du graphite.

1.2.1.2 Implantations ioniques

Les implantations ioniques ont joué un rôle très important dans l'amélioration de la qualité de surface de l'outil pour améliorer les performances tribologiques et donc d'augmenter la durée utile de l'outil, diminuer les efforts et l'énergie de coupe ainsi que minimiser la quantité de poussière générée lors de l'usinage.

Anthony et al. (1994; 1994; 1998; 1998) obtiennent de bons résultats en implantant des ions d'azote ou des ions mixtes nickel/titane dans des outils de coupe revêtus par CVD et PVD en TiN. Ils prouvent avec des essais de tournage de l'acier inox que les bonnes performances enregistrées sur la durée utile de l'outil sont dues aux changements du profil de la micro dureté et aux propriétés tribologiques après implantation. "L'ion-nitruration" (nitruration ionique) est un procédé qui utilise le plasma. Il a été employé pour améliorer la tenue en fatigue, la résistance à l'usure et/ou la corrosion des aciers. La fabrication est effectuée en plaçant la pièce comme une cathode dans une décharge qui contient de l'azote (C. V. Robino et al, 1983 ; T. Spalvins, 1983).

Les essais de coupe de Béjar et Vranjican (1992), réalisés en coupe orthogonale d'un tube en acier à faible teneur en carbone (0.1% C, 0.24% Si, 0.52% Mn, 0.01% P, 0.026% S),

montrent que le traitement d'ion-nitruration améliore de manière significative la vie des outils de HSS en coupe continue et intermittente. Dans la coupe intermittente d'un acier à faible teneur en carbone, la durée utile des outils en HSS d'ion- nitrurés peut être plus longue que la vie des outils de carbure.

1.2.2 Usinage semi sec

La définition qu'on peut donner à ce sujet est que dans l'usinage semi sec il est capital que la lubrification soit minime que possible, pour que l'arrosage ou la pulvérisation soit juste ce qu'il en faut dans seulement les endroits concernés. Ceci est devenu le souci numéro un des grandes firmes industrielles de fabrication dont le système d'alimentation des fluides soit l'élément principal. Il a été montré que du point de vue économique l'utilisation des fluides de coupe est d'une part extrêmement dispendieuse et d'autre part gênante pour le recyclage, ainsi que polluante du point de vue environnemental, ce qui attire beaucoup d'attention pour voir et chercher une solution convenable à ce problème. Malgré que l'usinage à sec soit très performant, il rencontre dans certaines situations des obstacles sérieux. Le problème majeur est toujours la dégradation de l'outil dans des conditions sévères de l'usinage à sec il est parfois souhaitable d'utiliser au moins une très petite quantité de fluide. La méthode appelée MQL (minimum quantité de lubrifiant) ou MQCL (minimum quantity cooling lubrication) (Weinert et al, 2004; McCabe, et al, 2001; Suda et al, 2002; HORKOS CORP, 2000) est la clef pour réussir cette technique qui ne cesse de se développer dans les milieux scientifique et industriel. Dans ce type d'usinage qu'on peut appeler aussi NDM (Near Dry Machining), une très petite quantité de lubrifiant peut être significative dont l'optimisation devient indispensable. À l'aide des caractéristiques d'adsorption du modèle de l'ester et l'analyse de surface de l'outil, certains chercheurs (Wakabayashi et al. 2003, Weinert et al. 2004) ont fait une étude tribologique sur des performances de la coupe semi sec. Ils trouvent que les esters synthétiques biodégradables sont meilleurs que les huiles végétales et fournissent des performances très satisfaisantes par rapport aux fluides de coupe conventionnels utilisés en excès. De très bons résultats ont été prouvés par (Milovanov et al, 2000) avec de presses de 10MN pour la fabrication des produits denses et d'autres matériaux réfractaires. En le milieu

industriel, ils ont pu développer des techniques pour modifier et convertir les machines d'usinage à sec en MQL (Source : <http://www.ctdec.com>, visité le 5 août 2005).

1.2.2.1 Fluides de coupe adaptés pour le MQL

Le but principal de l'emploi des fluides de coupe est de baisser la température dans la zone de coupe et de réduire la friction au minimum. C'est pour cela que leur utilisation dépend du type de matériau à usiner. À titre d'exemple, les fluides de coupe ne sont pas nécessaires quand on coupe les alliages d'aluminium non collants avec du diamant à cause de la basse température générée.

Des modèles ont été développés pour prévoir le phénomène de génération de chaleur, transfert, formation de brume et formation de copeau dans l'usinage avec et sans fluide de coupe. Certains de ces modèles utilisent des corrélations appropriées du nombre de Nusselt (Nu). Les propriétés thermo physiques des émulsions des huiles solubles semi synthétiques et synthétiques, ont été expérimentalement déterminé. L'expérience de (Daniel et al, 1997) faite pour le perçage des alliages d'aluminium, montre les effets de fluide de coupe sur la qualité du trou, le fini de surface et la morphologie des copeaux. L'analyse de fluide de coupe se concentre sur le coefficient du transfert de chaleur entre deux milieux qui se caractérisent par le nombre de Nusselt entre deux plaques parallèles de température différente : le Nu donne le taux de la chaleur réellement transférée entre les deux plaques par le mouvement de fluide, en supposant que le transfert se fait par conduction. Le Nu est défini par :

$$N_u \equiv Hd / [k(T_2 - T_1)] = (Ra / Ra_c)^{1/3} \quad (1.1)$$

H est le transfert par unité de surface par unité de temps, d la distance, T la température, k la conductivité thermique, Ra le nombre Rayleigh, et Ra_c le nombre de Rayleigh critique.

$$Ra_c = \pi^4 (1 + a^2)^3 / a^2 \quad (1.2)$$

Pour réduire l'usure et la friction dans l'usinage des métaux, ainsi que pour des raisons écologiques, on voit du jour en jour beaucoup des huiles de lubrification être éliminées (Kojima, 2002). Bien que l'objectif principal des fluides de coupe est de diminuer la température dans la zone de coupe pour augmenter la durée utile de l'outil, ils présentent aussi un sérieux problème écologique : certains sont inflammables et peuvent causer des incendies, d'autres sont toxiques, contaminant à la fois l'environnement et le copeau. Les manières principales de la contamination de l'environnement par des huiles de lubrification LO interviennent à toutes les étapes de leur application : pendant le transport à la consommation, l'entreposage à long terme dans les réservoirs, service dans les machines et les mécanismes, aussi bien que la collecte et l'utilisation à la fin de durée de vie, ont été discutés par plusieurs auteurs. On précise qu'à toutes les étapes, le degré d'influence d'huile de graissage sur l'environnement est déterminé par 3 facteurs principaux : la composition chimique, la température du fonctionnement et la manipulation. Des problèmes de la compatibilité de différentes huiles de graissage avec certains matériaux, la tendance des fluides à l'évaporation et la nécessité d'établir la concentration maximale admissible pour le brouillard d'huile, tout en développant des nouveaux produits biodégradables, pour résoudre le problème d'utilisation de ces fluides (Lashkhi, V.L.; Zakharova, N.N., 1992). Mais le problème demeure toujours et devient de plus en plus pesant avec la connaissance des dangers cachés que les scientifiques divulguent continuellement. À coté de tous ces ennuis se rajoute le grave danger de la fine poussière d'usinage dont le fluide de coupe joue un rôle important, la raison pour laquelle on cherche de s'en débarrasser complètement ou au moins dans les pires situations d'en minimiser l'usage, malgré son utilité en diminution d'usure et en évacuation de la chaleur et du copeau.

Le but de l'analyse des fluides de coupe n'est pas seulement l'intérêt économique pur mais aussi peut servir à étudier l'impact environnemental sur le processus de coupe et offrir une base quantitative d'optimisation du processus de planification des fluides ainsi que la conception des machines qui répondent aux exigences requises.

Les fluides de coupe fait appel à plusieurs disciplines: la chimie, la technologie des procédés et d'industrie, l'environnement et la tribologie.

Pour que l'industrie soit propre et respectueuse de l'environnement, on doit prendre plusieurs considérations concernant les fluides de coupe :

- les constituants (composition) de fluide de coupe ne doivent pas avoir des effets négatifs sur la santé de l'opérateur ou l'environnement;
- l'utilisation de fluide de coupe ne devrait pas produire des contaminants ni avoir des effets négatifs sur des composants ou des joints de machine-outil;
- la zone de coupe ne devrait pas être inondée mais plutôt le refroidissement et la lubrification devraient avoir lieu d'une façon bien définie réduisant au minimum de ce fait le volume de fluide nécessaire, par exemple approvisionnement interne dans l'outillage et des becs conçus spécifiquement pour l'approvisionnement externe;
- le contrôle continu du fluide de coupe et de l'environnement de machine-outil avec les sondes en ligne est souhaitable.

Le niveau des coûts des liquides de coupe dépend largement de l'opération de fabrication, du composant, de la qualité exigée de la pièce, du milieu lubrifiant impliqué, du type de vaporisation, du type de la machine, de la taille du service, du traitement de fluide de coupe et de la disposition ainsi que d'autres facteurs plus ou moins importants (Klocke, F., Eisenblaetter, 1997). À cause du danger provoqué par les fluides de coupe, l'OSHA (Occupational Safety and Health Administration) a limité en 1970 la concentration de brume de fluide de coupe dans l'environnement industrielle à 5 mg/m³ comme le niveau d'exposition permmissible PEL (Permissible Exposure Level), pour protéger les opérateurs concernés, puis elle a proposé en 1998 de réduire le PEL à 0.5 mg/m³ (Aronson, 1999).

1.2.2.2 Performances de l'usinage semi sec

Dans les procédés d'usinage (tournage, fraisage, perçage), le perçage est celui qui pose plus de problème d'évacuation de copeaux de la zone de coupe, ce qui entraîne l'usure du foret et/ou détériore la qualité des pièces.

L'évolution du procédé de perçage n'a pas cessé de progresser pour ôter les nombreuses difficultés rencontrées dans ce genre de procédé, alors que plusieurs scientifiques et industriels cherchent à développer le matériau de l'outil de coupe lui-même. La complexité de ce type de procédé réside dans la difficulté d'évacuation du copeau à cause de l'adhésion qui se produit avec le foret si la lubrification est insuffisante, ce qui accélère l'usure des outils et détériore la qualité de la surface usinée. La solution est souvent d'optimiser l'utilisation des fluides afin d'améliorer les performances de coupe. L'MQL prouve de remarquables succès dans plusieurs travaux. Braga et al, (2002) utilisent l'huile minérale avec un débit de 0.000167 l/min et un écoulement de 4.5 bar d'air comprimé, pour percer les alliages d'Al/Si (SEA 323) où le perçage à sec est extrêmement difficile. Les résultats obtenus sont similaires ou meilleurs qu'en application excessif de fluide de l'huile hydrosoluble et l'usure en flanc était presque la même pour les deux opérations. Les essais sur l'évaluation de l'MQL perçage (système externe avec un débit de pulvérisation de 0.00183 l/min) montrent une augmentation de la durée utile de l'outil de 30-40% et une diminution de la force résultante de 20-30% par rapport aux deux méthodes : usinage à sec et avec débit excessif du fluide de coupe (débit de 42 l/min) (G. Byrne et al, 2003).

L'utilisation d'un minimum de lubrifiant donne aussi de très bons résultats en tournage. G. Byrne et al, (2003) expose certains travaux réalisés par d'autres chercheurs dans le domaine du MQL. Machado et al. (1997) constatent en tournage lubrifié d'acier au carbone (moyen), à des débits très bas (0.0033 l/min de l'huile soluble et 0.0049 l/min d'eau) que plus la quantité de fluide est diminuée plus la situation s'améliore : moins d'efforts de coupe, un bon fini de surface et bien sûr moins de pollution à cause de la diminution des fluides. Um et al. (1995) trouve que l'MQL par rapport à l'usinage à sec, donne une diminution de la température à l'interface outil/copeau, un meilleur fini de surface et une durée de vie plus longue en tournage de 416 barres cylindriques en acier inoxydable avec une pulvérisation de 0.067 l/min d'eau et une pression d'air de 560 kPa. Wakabayashi et al. (2001) utilisent en tournage le même type de lubrifiant souvent employé en HSM (air- huile) à une concentration très basse (0.00001-0.00016 l/min), cette l'huile est injectée à une pression de 0.6MPa dans la

face de coupe et le flanc de l'outil de tournage. Cette procédure donne des résultats spectaculaires par rapport à l'usinage à sec, ce qui donne à la technologie MQL un grand avantage. On remarque que tous les travaux qui ont été réalisés se basent seulement sur l'expérience. Les valeurs du débit de lubrifiant et la pression utilisée sont très variables d'une expérience à l'autre. Plusieurs facteurs sont impliqués: paramètres, géométries et conditions de coupe ainsi que la nature du lubrifiant et la technique utilisée de lubrification. L'ensemble de ces complications demande une étude très poussée en :

- tribologie pour déterminer la limite minimale de lubrifiant qu'il faut utiliser;
- technologie de lubrification pour trouver la technique et la méthode qui répond aux exigences;
- physico-chimie des lubrifiants (température d'évaporation, viscosité, densité,...), pour avoir un lubrifiant très efficace et non dangereux;
- en fin la rhéologie de la coupe.

Les études en usinage demandent donc l'intervention de trois disciplines différentes.

1.3 Frottements

Dans le processus de coupe, deux matériaux entrent en contact violent où les interactions inter faciales entre la surface de l'outil et le métal nu, jouent un rôle important. À l'interface, la friction demeure un phénomène difficile à quantifier, à caractériser et à modéliser ainsi que difficile à limiter (stopper et délimiter) à cause des points suivants :

- Elle possède un effet purement résistant : il augmente les forces, les énergies, la déformation du métal, il modifie son mode d'écoulement;
- Elle augmente considérablement la chaleur qui provoque l'échauffement de l'outil dont il est difficile de limiter;
- La friction modifie la géométrie de l'opération;
- Elle est responsable de la dégradation de l'outil selon divers mécanismes thermiquement activés.

Le flux de la chaleur provient des trois sources différentes : la chaleur générée dans la première zone de cisaillement (déformation plastique et dissipation viscoplastique), dans la deuxième zone de cisaillement (friction et énergie de cisaillement) et le frottement du flanc avec la pièce. La chaleur diffuse dans la pièce, le copeau et l'outil dans des proportions différentes. Par conséquent, il n'est pas évident que les revêtements influencent le processus de coupe par un effet d'isolation (la chaleur inférieure transmise dans le substrat), et/ou par un effet tribologique (niveau plus bas de la chaleur créé dans les sources). L'analyse par microscopie électronique (Maillet et al, 2000; Du et al, 2001; Yen et al, 2003) prouve que les revêtements habituels de PVD et de CVD n'influencent pas le transfert thermique pour un outil de carbure. La distribution de la température dans l'outil de coupe n'est pas modifiée par l'application d'un revêtement mince, même si sa conductivité thermique est très basse tel que par exemple le revêtement Al_2O_3 (W. Grzesik, 2001).

Les avantages offerts par certains revêtements pourront être améliorés en combinant la dureté et les propriétés autolubrifiantes, par exemple $(\text{Ti}, \text{Al})\text{N} + \text{MoS}_2$. Afin d'atteindre ces objectifs, les fabricants d'outils sont intéressés au développement de nouveaux revêtements. Les statistiques récentes indiquent que 80% de toutes les opérations d'usinage sont maintenant effectués avec les outils de coupe revêtus (Yen et al, 2003; Grzesik, 2001).

Parmi les systèmes de revêtement disponibles sur le marché, les couches minces dures à base de titane sont généralement les plus employées. C'est dû au fait qu'elles tendent à améliorer la résistance à l'usure dans beaucoup d'applications de coupe, par la réduction de friction, d'adhésion, de diffusion et de résistance à l'oxydation en plus de soulager les efforts thermiques et mécaniques induits sur le substrat (Rech et al, 2001; 2004).

1.4 Principes et mécanismes de formation de copeaux

1.4.1 Intérêt d'étude des copeaux

La formation du copeau est l'élément principal qu'on peut étudier pour mieux comprendre le phénomène de coupe. Son analyse fournit une source de données très riche, tant pour les chercheurs que les industriels. En production, l'évacuation des copeaux joue un rôle très

important. La forme du copeau ainsi que le “mécanisme” de sa formation affectent directement la qualité et le fini de surface de la pièce usinée.

Des travaux de recherches très récentes (Masounave, Songmene et Balout, 2003; 2008) ont prouvés que les copeaux fragiles produisent moins de poussières fines que les copeaux ductiles.

1.4.2 Classification de forme

La forme du copeau est très importante à toute étude d’usinage. La classification des types de copeau se fait selon sa forme générale et se base pour l’interprétation à la physique de déformation, dans le cas des métaux le processus de formation de copeau est principalement basé sur des déformations plastiques. Selon les conditions de coupe, on peut distinguer trois familles de copeaux (figure 1.3) : - copeau continu : la continuité du matériau y est préservée, et les déformations plastiques dans les zones de cisaillement sont quasi stationnaires. -copeau segmenté : il est composé d’éléments plus ou moins connectés entre eux, résultant de variations périodiques de la couche superficielle ; ce qui conduit à des zones alternées de déformations locales très peu cisailées. - copeau dentelé : il est en majorité formé d’éléments séparés, dus plutôt à une rupture du matériau qu’à une déformation plastique de celui-ci.

En pratique, des obstacles tels que la pièce produite, le brise-copeaux de l’outil ou des éléments de la machine-outil gênent l’écoulement du copeau. Ces obstacles exercent des actions mécaniques qui astreignent la forme du copeau et son mode de formation. Ainsi, tous les copeaux - industriellement produits - sont appelés copeaux contraints.

1.4.3 Principaux modèles de formation de copeaux

La tentative de modélisation des mécanismes de formation de copeau a commencé vers les années 30 et n’a pas cessé de se développer. La base commune à tous les modèles était l’observation puis des interprétations selon les conditions de l’expérience. La multitude des paramètres et conditions, la diversité des matériaux et leur comportement en usinage complique beaucoup l’analyse de la coupe. Différents modèles sont présentés par la suite.

Les matériaux utilisés dans les expériences sont souvent : les aciers, les alliages d'aluminium, de cuivre et de titane.

En 1937, Piispanen a proposé une description simplifiée du mécanisme de formation de copeau, dans laquelle il suggère une représentation de l'écoulement du matériau comme un paquet de cartes qui s'alignent d'une manière parallèle pour former le copeau. Ce modèle bien qu'il soit très simple donne la base fondamentale pour étudier les mécanismes de formation du copeau.

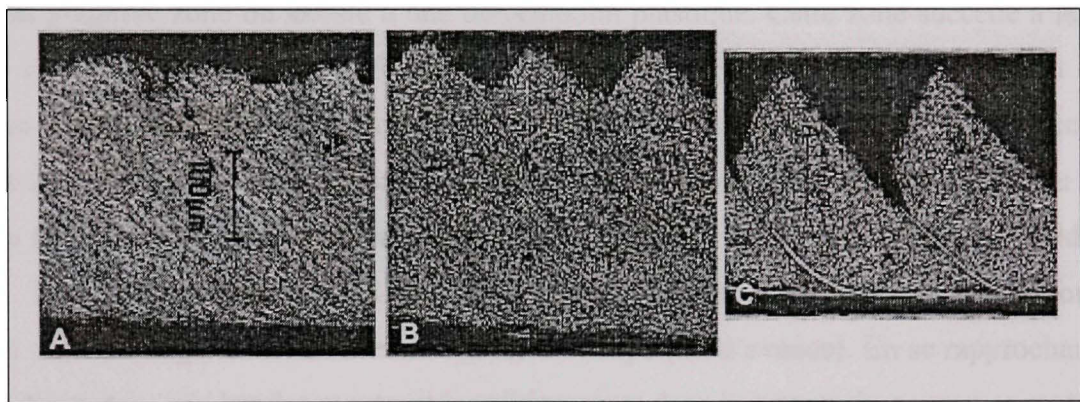


Figure 1.3 A. Copeau continu; B. Copeau segmenté ; C. copeau dentelé.
(Le Calvez, 1995)

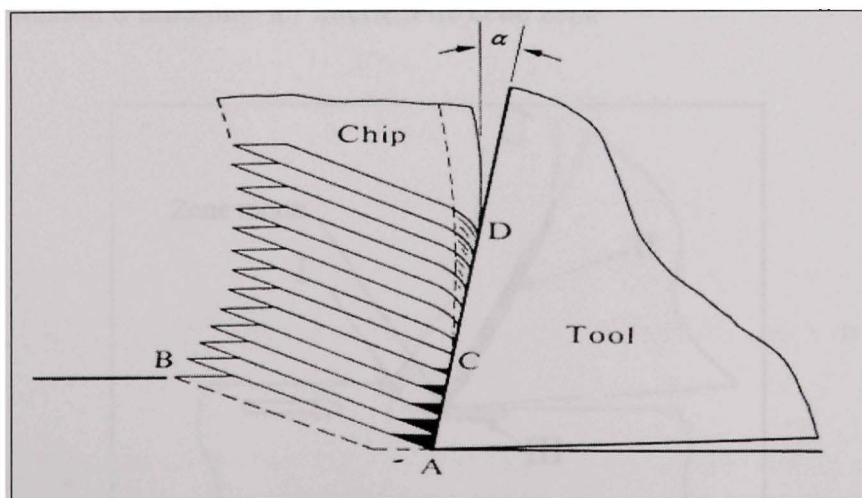


Figure 1.4 Modèle de Piispanen.
(Shaw, 2005)

D'une façon générale, en coupe orthogonale, (figure 1.4) on peut décrire le comportement du matériau de la façon suivante : l'outil, en avançant, appuie sur le copeau en formation et provoque un cisaillement entre la pointe de l'outil et la surface brute de la pièce. Cette zone est le siège du cisaillement primaire qui assure la formation du copeau. Les cisaillements secondaire et tertiaire prennent place aux interfaces entre le copeau et la face de coupe et, entre la pièce et l'outil. Ils sont dus à l'écoulement de la matière contre les faces de coupe et de dépouille de l'outil. Ceci est schématisé dans la figure (1.5) suivante :

Dans la première zone on assiste à une déformation plastique. Cette zone succède à la zone morte (arrête rapportée) où s'effectue le changement de direction de l'écoulement de la matière usinée, la séparation du métal en deux parties, dont l'une consistera en le copeau, l'autre formant la pièce finie. La seconde zone est caractérisée par une plastification du métal due au frottement de glissement entre la face de coupe et le copeau (Gilormini. P, Felder. E, 1995). Les grandes déformations se font alors par des glissements plans unidirectionnels, faisant donc un angle constant avec la vitesse de coupe (ou d'avance). En se rapprochant des zones d'interface, les bandes montrant les alignements dans la texture du copeau se resserrent de plus en plus; le cisaillement s'intensifie comme si l'outil s'opposait à l'écoulement du métal. À cette interface le métal subit une forte élévation de température. Pour un acier, on assiste à la formation d'austénite, à l'intérieur de cette zone.

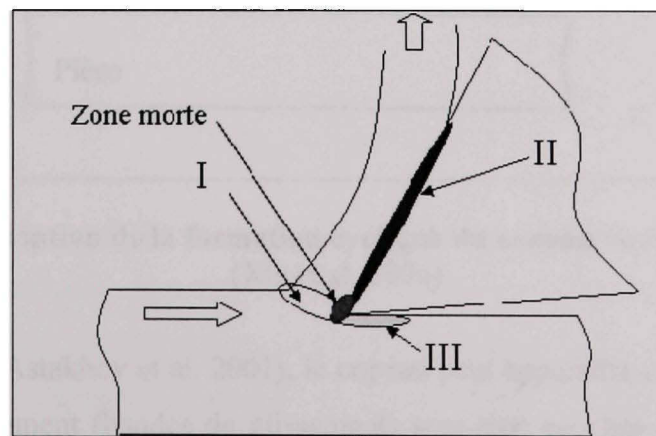


Figure 1.5 Zones de cisaillement dans la coupe orthogonale.

Astakhov et al, (2001) montre qu'il est possible de généraliser en considérant le phénomène de coupe comme un processus cyclique (figure 1.6). Chaque cycle comprend trois phases : 1. la compression du matériau de la pièce au bout du bec de l'outil; 2. formation de la surface de la discontinuité de vitesse, ce qui semble être une surface de la contrainte maximale combinée; 3. fracture (détachement) et glissement d'un copeau fragmenté. Cette description phénoménologique du processus peut être interprétable par l'introduction de la théorie de couche molle couche dure pour expliquer l'aspect cyclique ou périodique du copeau. Il est possible d'adopter cette théorie pour décrire le comportement de copeau en déformation afin d'expliquer les mécanismes de la production de poussière lors de l'usinage. Il est fort probable que le frottement à l'interface de ces deux couches de duretés différentes produise de fines particules de poussières. La présence d'un très grand nombre de couches par unité de volume dans le matériau ductile explique l'énorme quantité de poussières produites par rapport au matériau fragile où il y en a beaucoup moins.

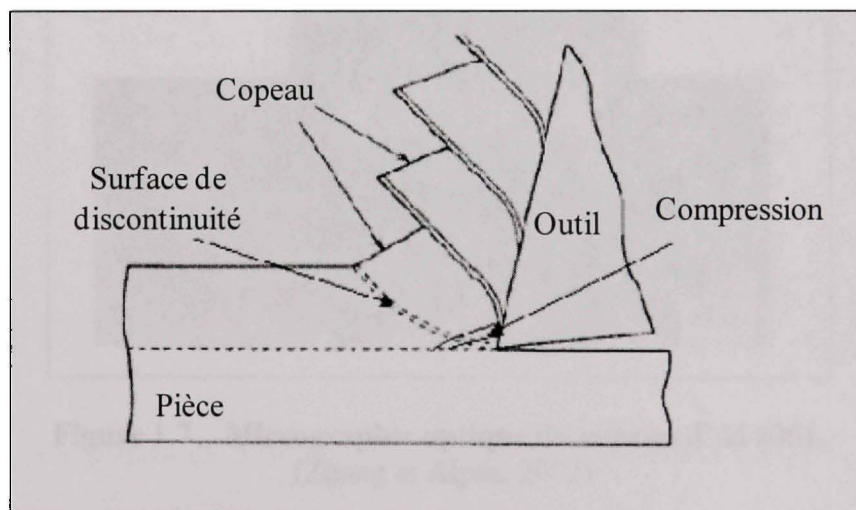


Figure 1.6 Description de la formation cyclique du copeau en coupe orthogonale.
(Xie et al. 1996)

Selon ces principes (Astakhov et al. 2001), le copeau peut apparaître continu si et seulement si les lignes d'écoulement (bandes de glissement) sont trop proches avec peu de décalage apparent sur la face extérieure du copeau.

Un autre modèle a été développé par Zhang et Alpas (2002). Ils se basent sur l'aspect géométrique de la déformation et l'observation localisée pour interpréter le phénomène de coupe. La figure (1.7) suivante illustre clairement les lignes d'écoulement qui permettent de calculer géométriquement l'angle de cisaillement :

$$\phi = \tan^{-1} \left(\frac{\Delta y}{\Delta x} \right) \quad (1.3)$$

La distribution de déformation au bout du bec de l'outil est calculée par les mesures de déplacement des lignes d'écoulement sur le copeau.

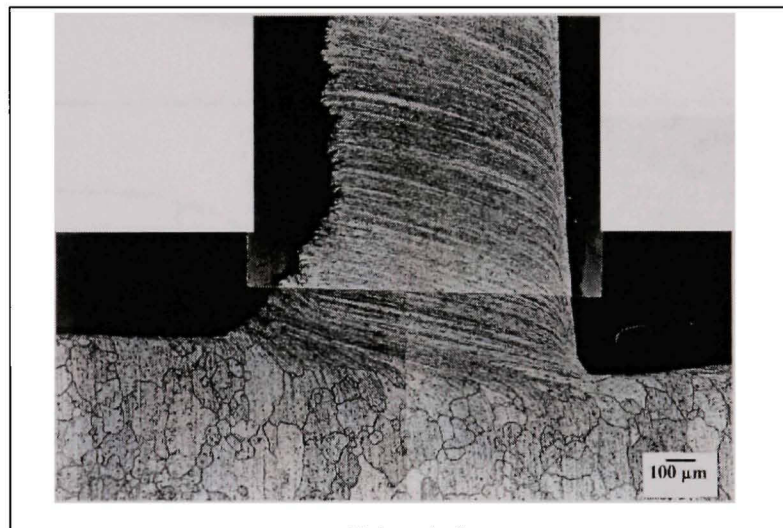


Figure 1.7 Micrographie optique du copeau d'Al 6061.
(Zhang et Alpas, 2002)

Des fissures se produisent pendant la formation du copeau à cause de la présence des pores (Zhang et Alpas, 2002) qui se propagent dans le sens du gradient de contraintes. Cette porosité a été formée par l'accumulation de défauts dans la zone de cisaillement pendant la déformation plastique du matériau proche du bec de l'outil (figure 1.8). La plus grande densité de porosité a été observée près de la surface libre du copeau, où les pores se fusionnent comme le montre la figure 1.9. La coalescence et la croissance des pores semblent amorcer des fissures de cisaillement sur la surface libre (figure 1.9). Le cisaillement des fissures sur la

surface libre est prolongé parallèlement entre elles avec une distance moyenne de séparation de l'ordre de 2-5 μm (figure 1.10).

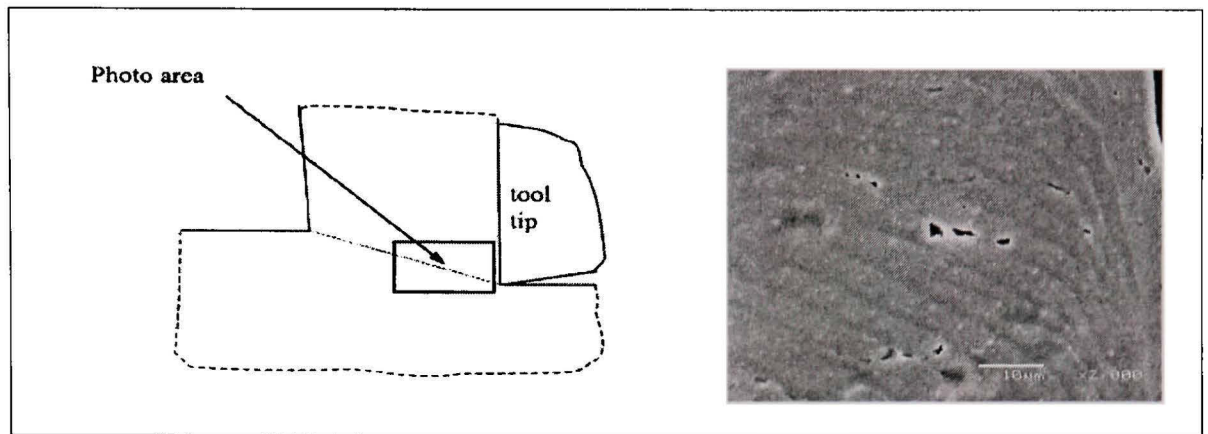


Figure 1.8 Illustration de la présence des pores dans la direction du gradient de la déformation, obtenue par SEM.
(Zhang et Alpas, 2002)

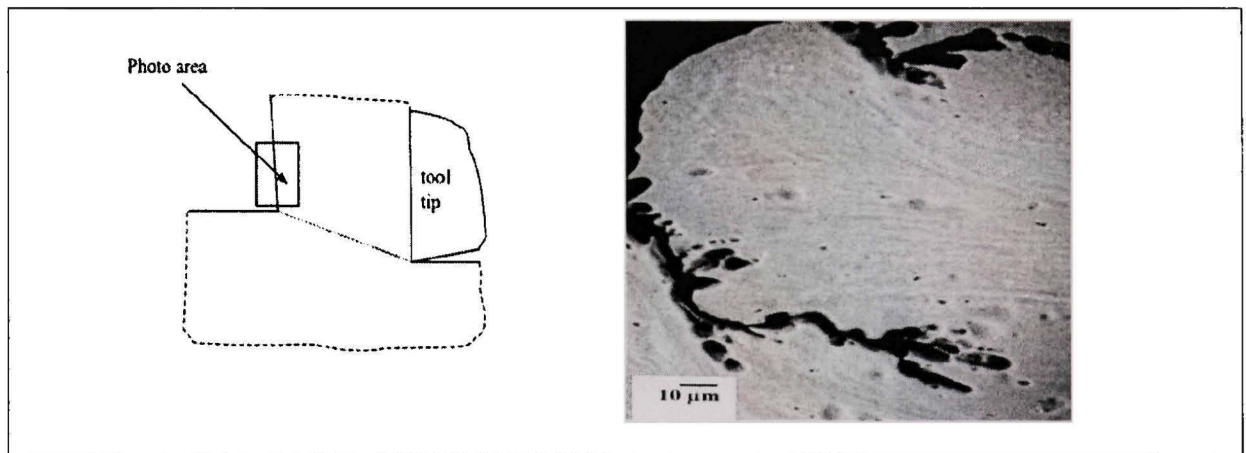


Figure 1.9 Illustration de la microstructure du matériau à la surface ext. du copeau.
(Zhang et Alpas, 2002)

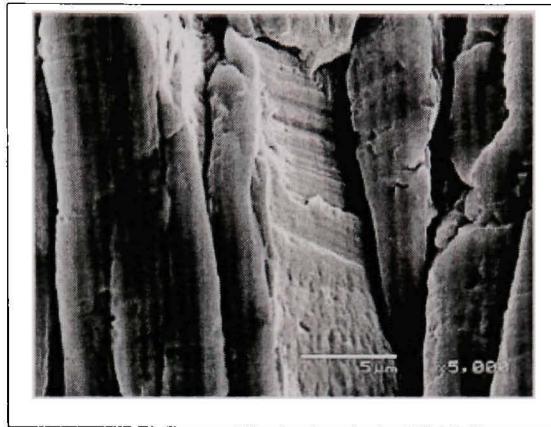


Figure 1.10 Illustration SEM de la face extérieure du copeau.
(Zhang et Alpas, 2002)

On peut exploiter ces résultats pour trouver une explication et un lien avec la poussière dégagée en usinage. L'irrégularité de la surface observée sur la face extérieure du copeau de l'alliage d'aluminium 6061 (figure 1.10) montre que le degré de séparation entre bandes coïncide avec la taille critique de particule de poussière (PM2.5). Ceci est peut être un indice pour comprendre le phénomène d'émissions de poussières. Ces résultats peuvent se résumer en deux points : le premier justifie la taille des particules émises en usinage des matériaux ductiles et notamment les alliages d'aluminium de corroyage; le second, confirme la grande quantité de poussières dégagées par les matériaux ductiles, ce qui correspond au nombre élevé des irrégularités sur la face extérieure du copeau (peut être du même ordre de grandeur des lignes d'écoulement) qui n'est pas le cas dans les matériaux fragiles.

À des vitesses faibles, le copeau produit lors de l'usinage des alliages de titane est généralement discontinu (figure 1.11). Plus la vitesse augmente, plus les segments (bandes) se resserrent et le copeau devient dentelé. J. Hua et al. (2004) se basent dans leur étude pour l'interprétation de ce phénomène sur la simulation par éléments finis du comportement rigide - viscoplastique non isotherme pour le modèle de contrainte d'écoulement dynamique. Ils trouvent que l'augmentation des vitesses fait changer l'état des contraintes au bout de l'outil menant à l'initiation et à la propagation de fissures à partir du bec de l'outil jusqu'à la face extérieure du copeau en formation, dans la zone de cisaillement première. Ce changement

d'amorçage et de propagation de fissures est la raison primaire du changement de la morphologie du copeau.

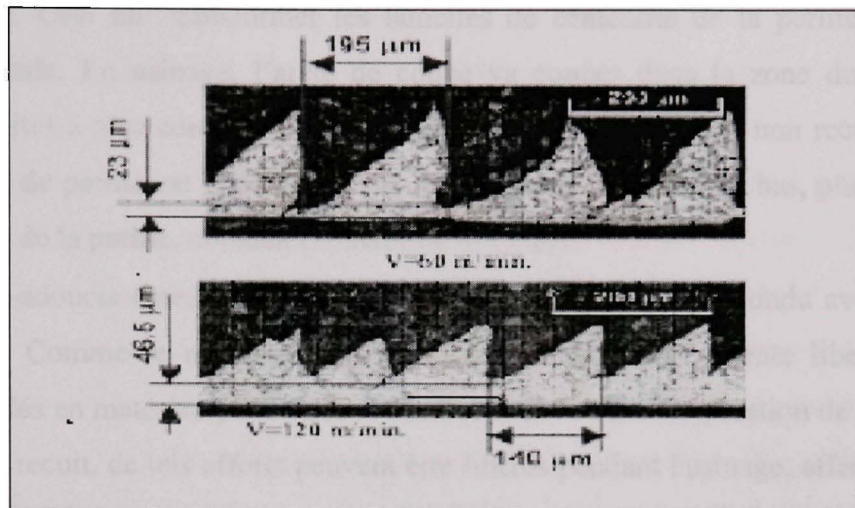


Figure 1.11 La morphologie du copeau en fonction de la vitesse de coupe.
(J. Hua et al, 2004)

1.4.4 Influence des matériaux sur la formation des copeaux

1.4.4.1 Alliages ferreux

Les alliages à base de fer regroupent les aciers au carbone, les aciers inoxydables, les aciers durs à outil et les fontes.

Les aciers au carbone

On peut les retrouver sous plusieurs formes, dépendamment de la technique de fabrication utilisée :

- Laminé à chaud : le matériau est exposé à des températures très hautes durant sa mise en forme, sa structure est proche de brute (inhomogène).
- Normalisé : chauffage au domaine austénitique et, après chaque transformation austénitique le matériau est refroidi à la température ambiante. Cela est pour obtenir des grains fins et une structure plus homogène que celle de l'état travaillé chaud. La normalisation vise principalement à améliorer le comportement de dureté du matériel.

- Recuit : l'état recuit est dans la plupart des cas améliore la ductilité. Comme le cas où le matériau a eu un procédé de recuit -adoucissement dans le but de ramollir réellement le matériel. Ceci fait transformer les lamelles de cémentite de la perlite en cémentite sphéroïdale. En usinage, l'arête de coupe va couper dans la zone dure et abrasive (cémentite) à plus courte distance que dans le matériau à l'état non recuit. Une faible quantité de perlite est bénéfique. Plus le contenu de carbone est bas, plus élevé sera le contenu de la perlite, donnant l'usinabilité optimale.
- Recuit –adoucissement : le recuit doux ne devrait pas être confondu avec le recuit de détente. Comme le nom indique, parce que le recuit de détente libère des efforts accumulés en matériau pendant le refroidissement ou à une opération de travail à froid. Sans ce recuit, de tels efforts peuvent être libérés pendant l'usinage, affectant de ce fait rectitude, tolérances et fini. Le recuit de détente est effectué à basse température et ne devrait pas affecter la structure et ne peut pas avoir beaucoup d'effet sur l'usinabilité.

Le matériau à l'état de travail à froid est généralement exposé soit à la normalisation, soit au recuit d'adoucissement. Le travail à froid en général est pour les petites pièces. Le travail à froid est favorable du point de vue de l'usinage. Il améliore le fini de surface, réduit la formation de l'arête rapportée BUE, et la formation des bavures.

Les effets éléments d'alliage varient selon le type d'élément : Les éléments négatifs qui augmentent les forces de coupe, les vibrations ainsi que l'usure de l'outil en usinage sont : Mn, Ni, Co, V, C (- 0.3 et + 0.6) Mo, Nb, W. Tandis que les éléments positifs qui abaissent les forces de coupe, les vibrations ainsi que l'usure de l'outil en usinage sont : Pb, S, P, C (0.3-0.6). Le phosphore, P, forme Fe_3P avec Fe eutectique abaisse la température de fusion T_f , Fe_2S avec Fe donne un autre eutectique. Le Ti est un élément stabilisateur dans les aciers. Plusieurs cycles de traitements thermiques peuvent donner approximativement la dureté voulue. La dureté locale des constituants sera variée alors que la dureté macroscopique garde le même ordre de grandeur. Dans le cas d'un acier extra doux (- 0.2 % C) on cherche en général une structure ferrite/perlite à grain fin. Une déformation permanente, par exemple un étirage modéré, est favorable à l'usinabilité. Pour un acier mi doux (0.2 – 0.7% C), un

compromis doit être trouvé entre la structure globulaire souvent optimale pour les opérations de finition et la structure lamellaire répartie uniformément, souhaitable en ébauche.

Pour un acier à fort C (+ 0.7 % C), on cherche dans tous les cas une bonne globulisation. La structure en bande est un élément perturbateur très important à basse vitesse de coupe (brochage en particulier) et quand l'outil se déplace dans un plan parallèle aux bandes. Ce genre de structure est dû à une répartition hétérogène d'éléments d'addition (cas des aciers alliés), comme le P dans les espaces inter dendritiques à la solidification. Le carbone, lors du recuit, se déplace dans les espaces à faible teneur en P. Au refroidissement, la ferrite proeutectoïde prend naissance dans les zones riche en P et il y a apparition de bandes alternées ferrite/perlite. Par ailleurs la taille des grains joue un rôle important : il est admis qu'un gros grain limite l'usure de l'outil alors qu'un grain fin permet un meilleur état de surface de la pièce. Les Traitements optimal doivent être définis en tenant compte :

- type d'usinage;
- coût de chaque traitement;
- Traitement massif ou superficiel sur la pièce finie.

Les aciers à faible teneur de carbone ; (1010 et 1020 par exemple) ont un teneur en carbone en dépassant pas 0.25%. Ils n'ont aucune sensibilité aux traitements thermiques mais légèrement sensible à l'écrouissage. Après un recuit important, ils possèdent une faible dureté, et deviennent facile à usiner, malgré la production des copeaux longs et continus. Dans ce cas, les variations des forces de coupe sont relativement faibles et le fini de surface obtenu est le meilleur à haute vitesse (à basse vitesse, il y a le problème de l'arête rapportée qui donne un mauvais fini de surface). Ces copeaux sont les plus difficiles à évacuer et les plus encombrants. Selon les études réalisées sur la génération de poussières en usinage en fonction de la ductilité et la longueur du copeau (Songmene et al 2008, Masounave et al. 2007, Njoya et al 2006), ce type d'acier doit produire plus de poussières que les aciers durs ou les fontes.

Aciers durs

Des travaux remarquables (Dolinsek et al, 2004) ont été réalisés sur des aciers durs (grade X63CrMoV51).

La composition en % est : C 0.62, Si 1.0, Mn 0.59, P 0.017, S 0.004, Cr 5.46, Mo 1.21, V 0.46, Cu 0.26, Al 0.028. Sur la base de l'évaluation de forme de copeau obtenu pendant l'usinage de l'acier étudié, l'usinage à grande vitesse apparaît avec les vitesses de la coupe, au-dessus de 150 m/min (en fraisage). Avec l'augmentation de la vitesse de coupe la fréquence de segmentation des copeaux augmente également tandis que l'épaisseur du copeau et la grandeur de segments, diminuent en même temps que la partie déformée, comme le montre les figures (1.12 et 1.13). La variation de l'épaisseur du copeau dépend aussi de l'angle de cisaillement ce qui montre l'influence de la vitesse de coupe sur l'angle de cisaillement aussi. La figure suivante schématise ce comportement. Si V_c augmente, l'angle de cisaillement augment, tandis que l'épaisseur du copeau diminue. On remarque aussi qu'à partir d'une certaine valeur critique de vitesse de coupe le copeau devient dentelé, (pour une avance donnée), cette valeur change pour une autre avance. Ceci est peut être expliqué à l'aide de l'équation (1.20) qui définit le degré de segmentation du copeau.

Au fur et à mesure que la vitesse de coupe augmente, l'adoucissement thermique devient plus grand, alors que la partie du segment exposé à l'influence de l'adoucissement thermique, devient plus petit (la couche blanche).

Au fur et à mesure que la fréquence de segmentation de copeau augmente, la partie déformée de zone de coupe diminue (figure 1.3).

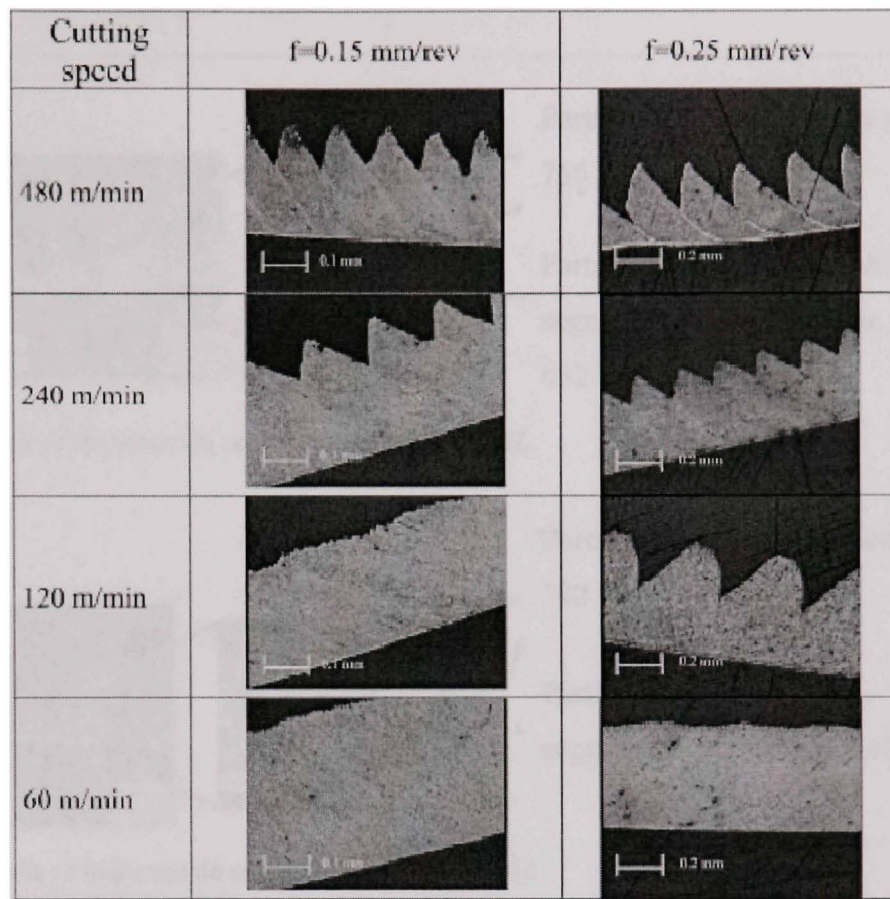


Figure 1.12 Morphologie du copeau en fonction de la vitesse de coupe.
(Chung-Shin Chang et al, 2003)

Sur le plan de coupe, il y a une couche blanche avec une épaisseur approximativement constante, tandis que sur la surface usinée une couche blanche apparaissait sous forme de petits grains. Cette couche est présente seulement dans l'usinage avec une petite avance. Le phénomène d'une couche blanche a été identifié dans les années 40 du siècle dernier.

Sur le plan de coupe, il y a une couche blanche avec une épaisseur approximativement constante, tandis que sur la surface usinée une couche blanche apparaissait sous forme de petits grains. Cette couche est présente seulement dans l'usinage avec une petite avance. Le phénomène d'une couche blanche a été identifié dans les années 40 du siècle dernier.

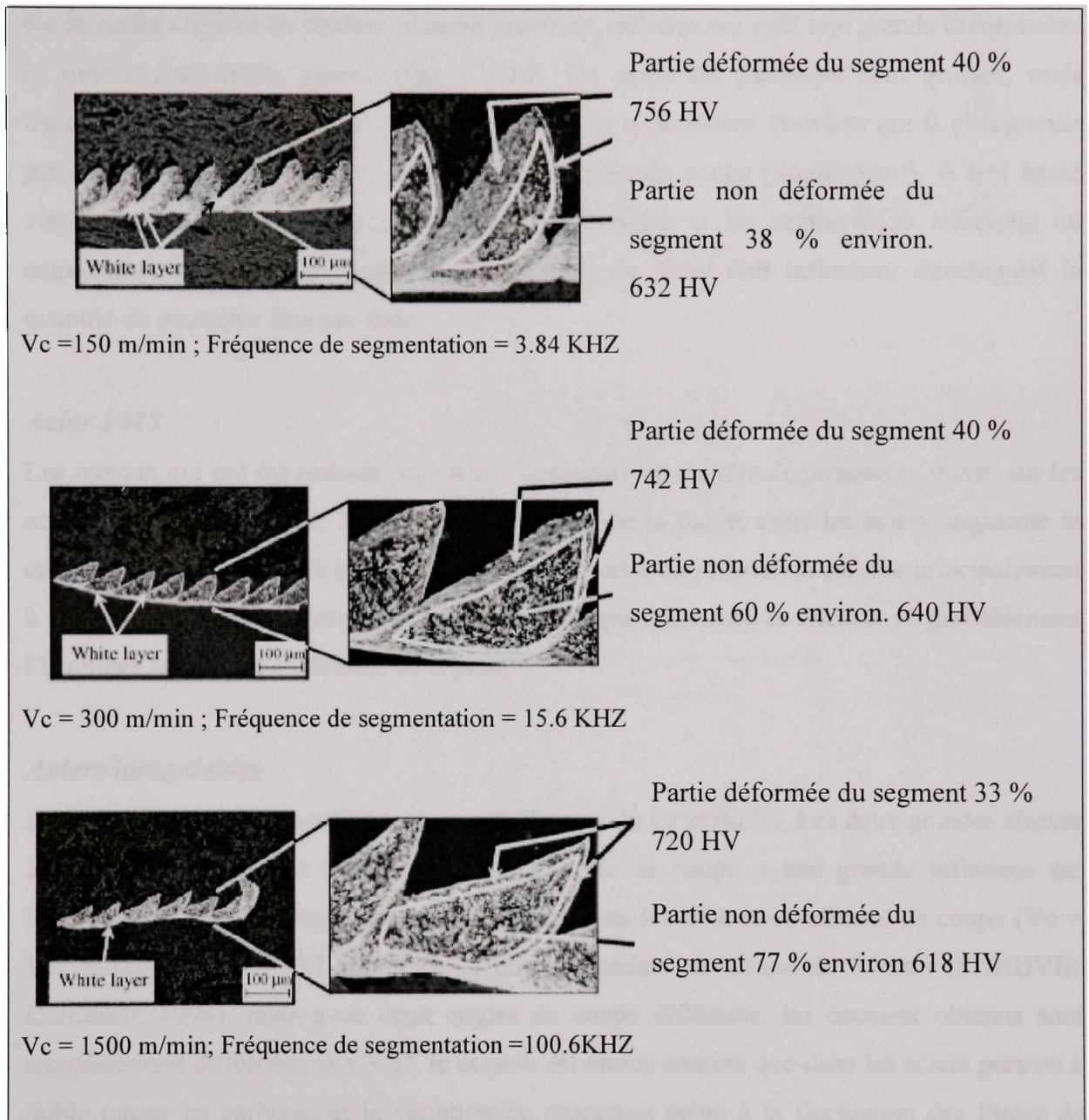


Figure 1.13 Différentes formes et déformation du copeau d'un acier.
(Chung-Shin Chang et al, 2003)

La raison des valeurs plus élevées de micro -dureté de la couche blanche dans le plan de découpage est liée à la nature du processus de transformation du matériau de travail (des

charges plus élevées dues au contact constant au plan de coupe). Les particules apparentes sur la surface usinée de couleur blanche justifient, qu'elles ont subi une grande déformation et surtout avec petite avance (figure 1.14). Ce genre de particules sont grosses, mais témoigne que même la surface engendrée produit de la poussière. Peut être que la plus grande partie de la poussière fine est produite dans le plan de coupe (cisaillement). A très haute vitesse, on remarque que la partie déformée diminue et les segments se resserrent en augmentant le nombre de segment en conséquence. Ceci doit influencer directement la quantité de poussière fine produite.

Acier 1045

Les travaux qui ont été réalisés pour voir l'émissivité en matière de poussière, étaient sur les aciers 1045 (Balout et al, 2003). L'augmentation de la dureté dans les aciers augmente la concentration moyenne de poussières. Cependant cette augmentation est due principalement à l'augmentation de la longueur du copeau; ce qui augmente la friction et probablement l'écaillage sur la face extérieure du copeau.

Aciers inoxydables

Les aciers inoxydables contiennent essentiellement du Cr et du Ni. Les deux grandes classes largement utilisées sont (18-10 et 18-8). L'angle de coupe a une grande influence sur l'usinage des aciers inoxydables austénitiques. Dans les mêmes conditions de coupe ($V_c = 180$ m/min, avance : 0.3 mm/tour, et une profondeur de coupe de 3 mm) (SANDVIK Coromant, 1994), mais avec deux angles de coupe différents, les copeaux obtenus sont complètement différents. A $\gamma = 5^\circ$, le copeau est moins continu que dans les aciers purs ou à faible teneur en carbone, et la variation du processus mène à la fluctuation des forces de coupe et résulte en une ondulation du copeau et de la surface usinée. Tandis qu'à un angle plus grand (15°), le copeau est plus continu et plus stable avec de petites variations de l'effort de coupe ce qui donne un fini de surface meilleur. Les aciers inoxydables sont très sensibles à l'écrouissage. Donc, le moindre changement dans les efforts de coupe peut engendrer une difficulté d'usinage due à l'augmentation de la dureté.

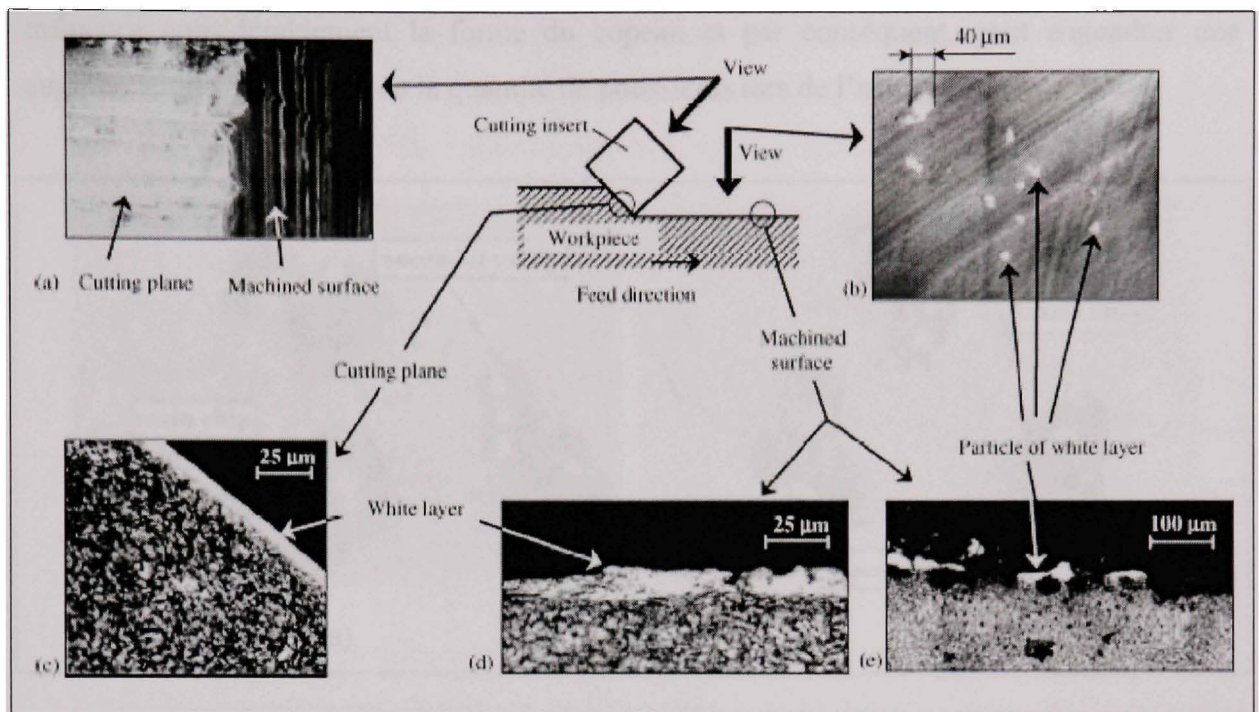


Figure 1.14 Explorations typiques : (a et b) photo de microscope électronique de balayage ; (c-e) photo de microscope optique.
(Chung-Shin Chang et al, 2003)

La géométrie de l'outil (angle de coupe, rayon du bec etc.), a une grande influence sur la forme du copeau dans l'usinage des aciers inoxydables. Un changement de géométrie du support outil influence les forces de coupe ainsi que la formation du copeau. La figure 1.15 montre l'apparition d'un copeau principal et secondaire qui varient en fonction de la géométrie de support outil, en tournage d'un acier inoxydable de la nuance suivante : C = 0.05%, Mn = 1.17%, P = 0.34%, S = 0.24%, Si = 0.29%, Ni = 9.14%, and Cr = 18.45%. La dureté moyenne est de 168 HB (Chung-Shin Chang et al, 2003).

Par conséquent, la quantité de poussières produite lors de l'usinage des aciers inoxydables dépend de plusieurs facteurs dont on doit tenir compte pour la minimiser. Un copeau plus long et fortement déformé produit plus de poussières dans la majorité des cas. La forme du copeau est fonction de la microstructure et des paramètres de coupe. La géométrie de l'outil

influence considérablement la forme du copeau et par conséquent, peut engendrer une augmentation significative de la quantité de poussières lors de l'usinage.

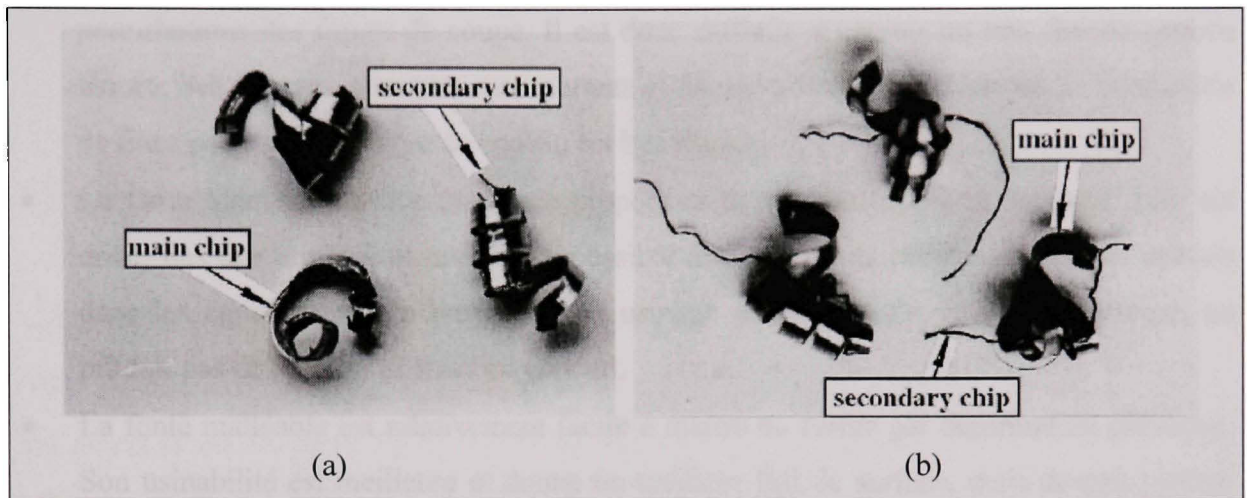


Figure 1.15 Forme de copeau principal et secondaire selon deux supports outil.
(Chung-Shin Chang et al, 2003)

Du point de vue structure des matériaux, les aciers inoxydables ferritiques s'usinent mieux. Ceux à structure martensitique viennent en seconde position, suivi par les aciers inoxydables plus durs à usiner, mais mieux que ceux du type duplexe. En matière de poussières fines, l'usinage des aciers inoxydables est peu connu et toute tentative d'interprétation sans s'appuyer sur des bases solides (généralement expérimentales), risque de déformer la réalité scientifique. On peut se baser seulement dans ce cas avec certaine prudence, sur la forme du copeau.

Les fontes

Les fontes, en général, sont beaucoup souvent plus fragiles que les aciers à cause de leur structure et de la porosité qu'elles contiennent. Les fontes sont des matériaux très économiques, obtenues seulement par fonderie. Donc en usinage, elles devraient donner moins de poussières que les aciers, mais en général un mauvais fini de surface, à cause des défauts qu'elles contiennent :

- La fonte grise est matériau cassant, qui produit des copeaux élémentaires. Le matériau casse le long du plan de clivage, qui remplace dans ce cas le plan de cisaillement à cause de la fragilité du matériau. La formation des copeaux élémentaires est accompagnée de perturbations des forces de coupe. Il est donc difficile d'obtenir un bon fini de surface usinée. Ses copeaux sont peu encombrants et faciles à évacuer. En termes de production de fines poussières ce type de copeau est bénéfique.
- La fonte blanche contient une forte proportion de cémentite (50 % environ). Elle est donc, très dur à usiner et presque impossible avec les outils standards. Elle est utilisée dans les équipements de broyage. Son usinage par des outils de dureté extrême, ne produit pas de poussières fines en général.
- La fonte malléable est relativement facile à mettre en forme par déformation plastique. Son usinabilité est meilleure et donne un meilleur fini de surface, mais devrait produire plus de poussière par rapport à la fonte grise ou blanche, à cause de sa ductilité importante.
- La fonte GS contient des nodules de graphite sphérique, qui améliore considérablement sa ductilité. Dépendamment de la matrice, elle produit des copeaux différents. À matrice ferritique, le copeau est long ce qui devrait donner plus de poussières. À matrice perlitique, l'usure s'accélère ainsi que des micro variations de l'effort de coupe qui s'accompagne donc par des vibrations du système en produisant un mauvais fini de surface. La fonte ferritique avec plus de silicium, est plus dure et moins ductile, à matrice plus perlitique elle est plus dure et difficile à usiner. À fins grains et lamelles de perlite la structure est dure à usiner. Carbure libre + 5 % dans la matrice donne moins d'usinabilité. Le carbure dans la matrice perlitique est néfaste pour l'usinabilité, alors que dans la ferrite est seulement repousser. Les impuretés peuvent baisser légèrement l'usinabilité (Shaw 2005). En général, plus la fonte est dure plus la résistance dans les fontes est élevée et l'usinabilité est faible.

1.5 Formation de poussières lors de l'usinage

L'usinage occupe une place privilégiée dans les procédés de mise en forme par sa nécessité et son large domaine d'application, mais il présente aussi un danger potentiel pour la santé et

l'environnement à cause des aérosols qu'il génère. Ces aérosols peuvent être liquides (provenant des fluides de coupe) ou solides (particules métalliques émises lors de la coupe). Si on peut réduire les aérosols liquides par élimination du fluide de coupe, il reste les aérosols solides ou particules métalliques émises lors de la coupe. Avant d'analyser les travaux sur les émissions de particules, analysons le comportement d'une particule dans l'air.

1.5.1 Comportement d'un grain de poussière dans l'air

Une particule en suspension est sous l'action de trois forces principales : son poids mg , la force de viscosité $-6\pi\eta aU$, la poussée d'Archimède $-(4/3)\pi a^3 \rho g$

Où m est la masse de la particule, g l'accélération de la pesanteur, a est le rayon de la particule et U sa vitesse, η est la viscosité du milieu et enfin, ρ est la densité (masse volumique).

La description schématique suivante (figure 1.16) montre les trois principales forces appliquées sur un grain de poussière en absence du mouvement Brownien qui gêne et prolonge considérablement la sédimentation du grain.

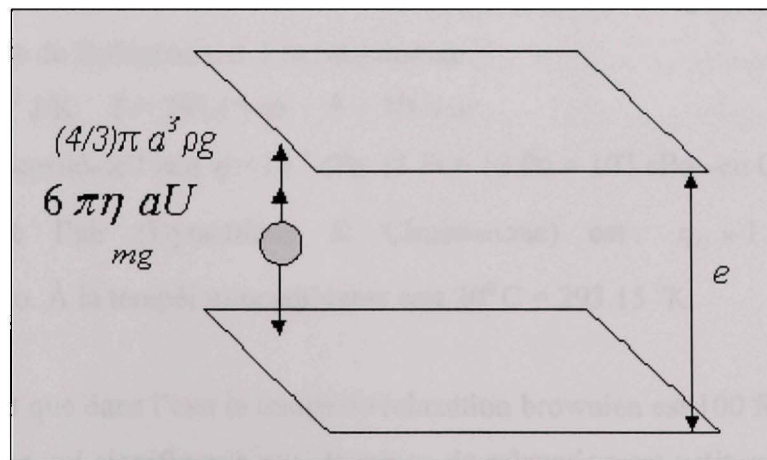


Figure 1.16 Schéma descriptif du comportement d'un grain de poussière dans l'air

L'équilibre des forces implique :

$$mg - (4/3)\pi a^3 \rho g = 6\pi\eta aU \quad (1.4)$$

La vitesse de sédimentation de la particule est donc obtenu part :

$$U = [m - (4/3)\pi a^3 \rho] / [6\pi\eta a] \quad (1.5)$$

Pour une épaisseur e (ou une distance e)

$$\tau = e / U \quad (1.6)$$

On en déduit le temps de sédimentation τ :

$$\tau = 6\pi\eta a e / [(m - (4/3)\pi a^3 \rho)g] \quad (1.7)$$

On voit que le temps de sédimentation est inversement proportionnel avec la masse et la taille de particule, ce qui prouve qu'avec les particules de petites tailles, le temps de sédimentation est assez grand.

Ce calcul est valable seulement quand l'air est immobile, or en réalité on est gêné par le mouvement Brownien et la turbulence de l'air provoqué par le mouvement des organes de la machine ce qui prolonge considérablement le temps.

Le temps de relaxation Brownien peut être défini par :

$$\tau_B = \pi\eta a^3 / (k_B T) \quad (1.8)$$

K_B est la constante de Boltzmann et T la température

$$K_B = 1.38 \times 10^{-23} \text{ J/K} \quad T = 293.15 \text{ oK} \quad a = 10^{-6} \text{ m}$$

Si on prend la viscosité de l'eau $\eta = 10^{-3} \text{ cPo}$ (1 Pi = 10 Po = 103 cPo –en CGS-)

La viscosité de l'air (Dynamique & Cinématique) est : $\eta_D = 1.8 \times 10^{-5} \text{ cPo}$ & $\eta_C = 1.5 \times 10^{-5} \text{ cPo}$. À la température ambiante soit $20^\circ \text{ C} = 293.15 \text{ }^\circ \text{K}$.

Il est bien évident que dans l'eau le temps de relaxation brownien est 100 fois plus grand que celui dans l'air, ce qui signifie que plus le temps de relaxation est petit, plus le mouvement brownien gêne d'avantage la sédimentation du grain.

Une application numérique on trouve que : $\tau_B = 0.01165 \text{ seconde}$ environ 1 centième de seconde ce qui est un temps extrêmement petit devant le temps de sédimentation en absence

du mouvement de l'air qui est de l'ordre de quelques heures pour une distance de 1 m. Cela donne un mouvement aléatoire de la particule dans l'air, qu'elle reste très longtemps en suspension (on peut estimer même quelques jours).

1.5.2 Influence de la température

Selon Cook (1953), plus la vitesse augmente, plus la température dans la première zone de cisaillement augmente. Quand l'effet de ramollissement censé par la température dans la zone de cisaillement primaire est plus fort que l'effet d'écrouissage, le copeau devient dentelé plutôt que segmenté. D'autres travaux de Hua et al. (2002), Sandstrom et al. (1998) Trent (1991) ont indiqué que la température dans la première zone de déformation est d'environ 100-200°C, ce qui n'est pas assez pour causer l'effet d'adoucissement thermique. Par conséquent, on se rend compte que la théorie thermodynamique est incapable d'expliquer la formation du copeau, au moins dans le cas de l'usinage des alliages de titane.

On a vu que la température influence l'état et la forme du copeau et par conséquent le phénomène de coupe en général. La répartition de la température dans le système outil copeau pièce fournit de très importantes informations sur la microstructure et la micro – dureté du copeau. La température augmente considérablement dans la première et la deuxième zone de cisaillement. Cette température aide à déformer le copeau et modifie sa structure. Il est commode de relier l'aspect énergétique et thermique pour formaliser le lien entre la déformation (taux de déformation) et la température. La première complication se situe entre la valeur théoriquement calculée et celle observée de la cission.

Orowan (1934, 1935) a indiqué que, malgré que l'énergie thermique soit insuffisante pour combler la différence entre les valeurs observées et calculées de la contrainte d'écoulement τ_0 , un facteur de concentration de contrainte C peut exister au bout d'une microfissure et augmenter ainsi l'énergie thermique pour établir le lien entre τ et la contrainte théorique de τ_0 .

La probabilité, P , de présence d'énergie thermique $u_\theta V'$ dans un volume V' suit une distribution de Boltzmann (Shaw, 2005).

$$P = \exp\left(\frac{-u_\theta V'}{k_B T}\right) \quad (1.9)$$

Au niveau microscopique les dislocations se propagent avec la vitesse du son. La vitesse de déformation, $\dot{\varepsilon}$ est évidemment proportionnelle au taux de création des dislocations et la mobilité. Elle est aussi proportionnelle à la probabilité pour que l'énergie thermique soit suffisante afin de former et de mettre en mouvement une dislocation (Shaw, 2005).

$$\dot{\varepsilon} = A \exp\left(\frac{-u_\theta V'}{k_B T}\right) \quad (1.10)$$

A est une constante de proportionnalité

Avec la valeur

$$u_\theta = \frac{1}{2} \Delta \tau \cdot \Delta \gamma \quad (1.11)$$

Avec

$$\Delta \tau = G \Delta \gamma \quad (1.12)$$

Ce qui donne :

$$u_\theta = \frac{1}{2} \frac{(\Delta \tau)^2}{G} = \frac{(\tau_0 - C \tau)^2}{2G} \quad (1.13)$$

En remplaçant cela dans l'équation (1.10) plus haut, on trouve :

$$\dot{\varepsilon} = A \exp\left(\frac{-V' (\tau_0 - C \tau)^2}{2k_B T}\right) \quad (1.14)$$

D'où la contrainte de cisaillement τ est donnée par :

$$\tau = \left[\tau_0 - \left(\frac{2Gk_B T}{V'} \ln \frac{A}{\dot{\varepsilon}} \right)^{\frac{1}{2}} \right] \times \frac{1}{C} \quad (1.15)$$

Pour un matériau donné τ_0 , C , G , k_B , V' et A sont des constantes, ce qui nous donne la possibilité de l'écrire sous la forme suivante :

$$\tau = C_1 - C_2 \left[T(C_3 - \ln \dot{\varepsilon}) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (1.16)$$

Au niveau macroscopique, Mac Gregor & Fisher (1946), Shaw (2005) combinent les effets du taux de déformation et la température dans l'essai de traction des métaux en utilisant la température modifiée par la vitesse T_m .

$$T_m = T \left(1 - k \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \quad (1.17)$$

T la température de l'essai - en absolue- (température ambiante), $\dot{\varepsilon}$ est le taux de déformation réel (moyenne) de l'essai, $\dot{\varepsilon}_0$ et k sont des constantes. Tandis que la température modifiée par la vitesse avait été employée dans les études du fluage secondaire, Mac Gregor et Fisher (Shaw, 2005) ont trouvé ce concept tout à fait satisfaisant pour la corrélation de l'essai de tension aux différents taux de contraintes et températures.

Balout et al, (2007) ont montré qu'on peut fragiliser le matériau pour produire moins de poussière lors de l'usinage. Cela est possible en diminuant la température au dessous de la température de transition ductile – fragile (TTDF) pour les matériaux sensible à ce genre de transition, pour d'autre on augmente juste la dureté. Ceci donc, peut être bénéfique seulement pour certains matériaux. De plus, il faut tenir compte de l'élévation de la température causée par l'action de coupe (éq. 1.17).

1.5.3 Influence de la vitesse de coupe

La fissure qui détermine la forme dentelée du copeau du Ti-6Al-4V, se produit toujours dans la zone primaire de cisaillement où la déformation est maximale et la contrainte de cisaillement est bien localisée. Plusieurs auteurs (Hua et al, 2002; Sandstrom et al, 1998;

Trent, 1991) constatent qu'à faible vitesse, la fissure se propage vers le bec de l'outil à cause de la grande contrainte hydrostatique positive produite à la face de coupe avec une contrainte négative, ce qui tend à produire une discontinuité dans le copeau. À haute vitesse, la fissure se développe à partir de la face extérieure du copeau. La grande contrainte hydrostatique négative située du côté du bec de l'outil dans la première zone de cisaillement amortie la propagation de la fissure tandis que la contrainte hydrostatique compressive dans la surface extérieure favorise la propagation de la fissure vers le bec de l'outil. En raison de la haute température sur la face de l'outil qui provoque l'effet d'adoucissement thermique, aucune fissure ne se produit du côté du bec. Le copeau formé pendant la coupe se rattache à la pièce en formant le segment dentelé du copeau (il n'est pas complètement détaché).

L'application de la théorie de l'instabilité de l'écoulement plastique des matériaux est largement utilisée pour expliquer la forme du copeau dentelé ou segmenté. Xie et al. (1996) utilisent cette théorie pour étudier la formation du copeau dans l'usinage orthogonale. Leur analyse consiste à analyser l'effet des conditions de coupe sur la localisation du cisaillement et la formation de bandes adiabatiques de cisaillement. Afin d'évaluer et prévoir le début de l'instabilité du copeau, une relation a été établie entre le paramètre de localisation de l'écoulement β , et les conditions de coupe.

$$\beta = \frac{\partial \log \varepsilon}{\partial \varepsilon} = \frac{1}{\varepsilon} \frac{d \varepsilon}{d \varepsilon} = \frac{\sqrt{3}}{\gamma} \frac{d \gamma}{d \gamma} \quad (1.18)$$

La condition d'apparition de bandes de cisaillement est calculée par l'équation du paramètre de localisation de l'écoulement. Il caractérise la localisation de la zone de déformation maximale (couche la plus molle) et aussi la forme du copeau afin de déterminer dans quelles conditions il peut y avoir un copeau dentelé :

$$\beta = -\frac{\sqrt{3}}{m} \left[\mu + \frac{\partial \tau}{\partial T} \bigg|_{\gamma, \dot{\gamma}} \left(\frac{1}{\tau} \frac{dT}{d\gamma} \right) \right] \quad (1.19)$$

où, m une constante du matériau, représente la sensibilité du matériau à la vitesse de déformation, μ , un paramètre d'écrouissage, τ la cission (contrainte) et T la température.

Cette équation peut aussi prendre une forme plus élaborée :

$$\beta = -\frac{\sqrt{3}}{m} \left(\mu + \frac{0.9 \left(\frac{\partial \tau}{\partial T} \right)}{\rho \left(1 + 1.328 \sqrt{\frac{K_1 \gamma}{V_c f}} \right)} \left[\mu \gamma + 1 - \frac{0.664 \sqrt{\frac{K_1 \gamma}{V_c f}}}{1 + 1.328 \sqrt{\frac{K_1 \gamma}{V_c f}}} \right] \right) \quad (1.20)$$

où, ρ est la masse volumique et C est la capacité calorifique.

On remarque que la forme du copeau (dentelé, segmenté ou continu) dépend de plusieurs paramètres caractérisant le matériau de la pièce ainsi qu'aux conditions de coupe dont les vitesses de coupe et d'avance sont les principales. Si la vitesse de coupe est la seule variable en gardant tout le reste invariable on change considérablement la valeur de β et donc la forme du copeau qui passe de continu à dentelé par exemple, ce qui peut influencer considérablement la production de poussières. Ce paramètre peut être exploité non seulement pour la vitesse de coupe mais pour l'ensemble de conditions de coupe et propriétés du matériau. La vitesse n'influence pas uniquement la forme du copeau mais touche d'autres points (formation de l'arête rapportée, fini de surface, contraintes résiduelles, productivité). L'usinage à grande vitesse n'augmente pas seulement la productivité mais donne aussi un meilleur fini de surface, avec de très bonnes précisions. À très hautes vitesses on peut avoir une bonne stabilité d'usinage (moins de vibration, de transfert de la chaleur entre le copeau et l'outil), ce qui augmente la durée utile de l'outil. En plus, à cette gamme de vitesse on produit moins de poussières (Khettabi et al, 2007; Songmene et al 2008). La figure (1.18) montre qu'il y a trois plages de vitesse or les émissions se comportent différemment : à des vitesses très basses la quantité de poussière est négligeable, puis elle augmente considérablement pour atteindre un maximum et finit par décroître de manière significative. Ces résultats ont été obtenus pour des alliages d'aluminium (6061-T6, A356) et des alliages de cuivre (laiton 70-30) dans le cas du perçage (Songmene et al, 2008).

Au stade II des vitesses (30 à 200 m/min), on observe une relation croissante entre la concentration de poussières et la vitesse. Une relation empirique a été établie dans cette plage de vitesse et formulée comme suit :

$$P_c = A \cdot V_c^p \quad (1.21)$$

P_c : la concentration de poussières ; V_c : la vitesse de coupe ; p : constante déterminée expérimentalement qui dépend essentiellement de la ductilité du matériau. Cette constante est typiquement dans cette plage de vitesses (de 30 à 200 m/min), de l'ordre de : 1.8 pour les alliages de fonderie (A356 & AZ91E) et entre 2.0 et 2.5 pour des alliages de corroyage (6061-T6 & Laiton 70-30).

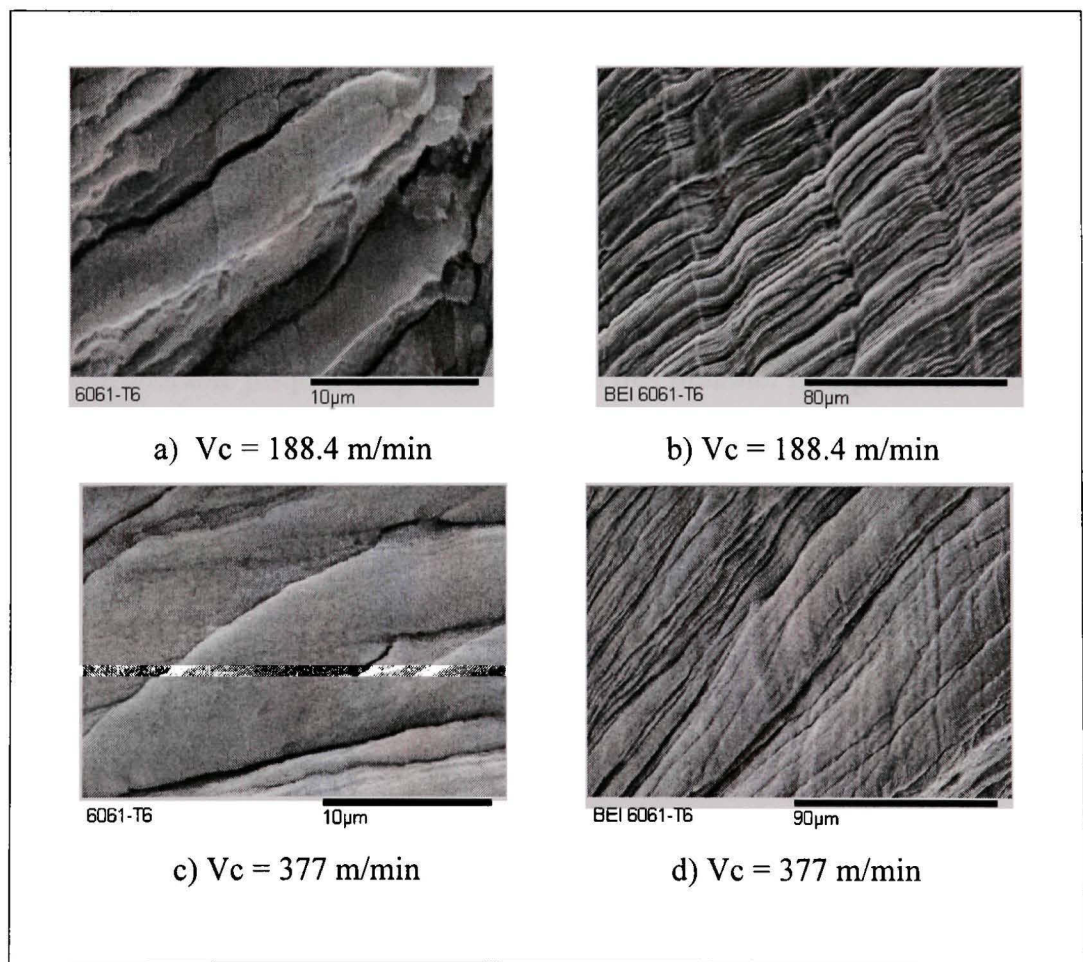


Figure 1.17 Micrographie des copeaux selon vitesses de coupe.
(Songmene et al, 2008)

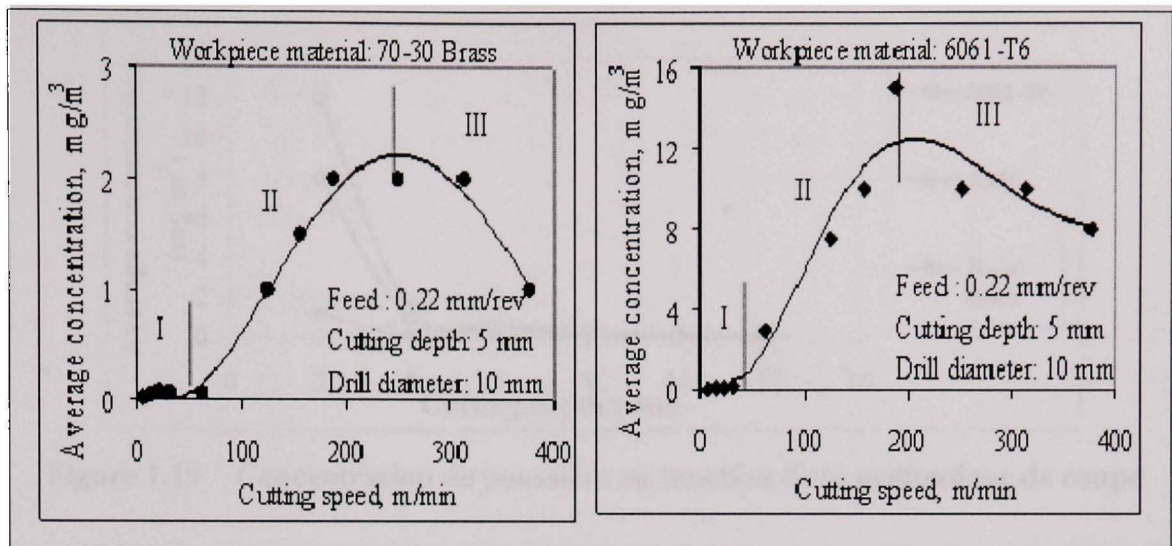


Figure 1.18 L'analyse des émissions en fonction de la vitesse de coupe.
(Songmene et al, 2008)

1.5.4 Influence de la profondeur de coupe, du diamètre de l'outil en perçage et de l'avance

La profondeur de coupe a une influence sur les émissions de poussière en usinage. Il a été montré en perçage (Songmene et al, 2008) qu'au début du perçage (à petite profondeur) la production de poussières est très importante, mais après une certaine profondeur on remarque une chute considérable jusqu'à ce qu'elle devienne très minime. La figure 1.19 montre cette influence pour les alliages d'aluminium (corroyage et fonderie) et les alliages de cuivre (laiton 70-30). On remarque aussi que l'amplitude de vibrations est très importante au début de la coupe (petite profondeur) (figure 1.21), ce qui influence aussi la concentration de poussières.

L'augmentation du diamètre du foret en perçage a un effet sur la génération de poussières seulement pour une petite profondeur. Au plus profond la concentration de particules de poussière chute et les forets de différents diamètres produisent presque la même quantité de poussières fines. La figure 1.20 montre cette influence, pour deux diamètres différents (10 et 4) (Songmene et al, 2008). A petite profondeur, et avec des petits diamètres, on produit peu de poussières.

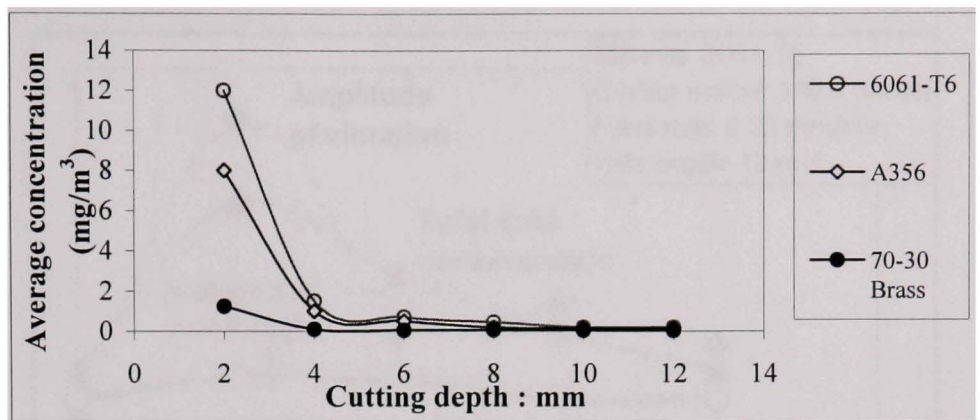


Figure 1.19 Concentration de poussière en fonction de la profondeur de coupe

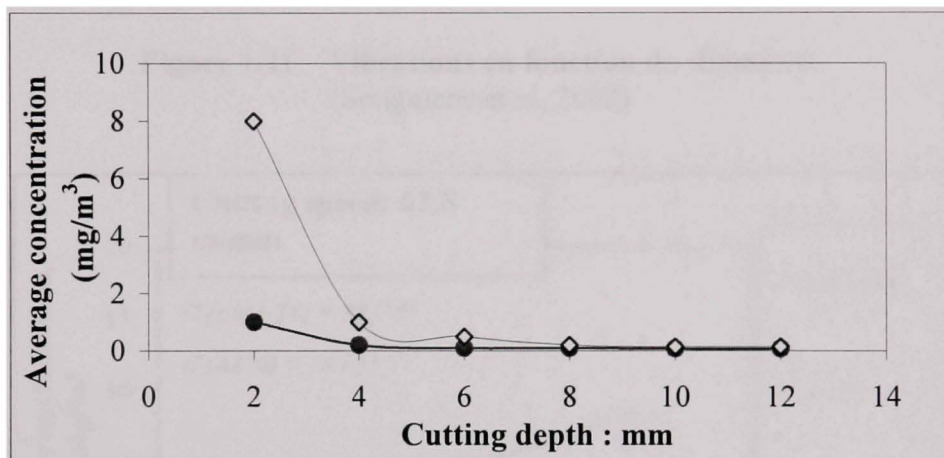


Figure 1.20 Concentration de poussières en fonction de la profondeur de coupe et du diamètre de l'outil
(Songmene et al, 2008)

L'augmentation de l'avance s'accompagne d'une augmentation de l'effort de coupe et parfois de vibrations. On observe souvent une augmentation de la quantité de poussières. Cette influence est plus prononcée pour des alliages d'aluminium et, sensiblement moins pour les alliages de cuivre (laiton 70-30) (Songmene et al, 2008). La figure (1.22) illustre ces résultats.

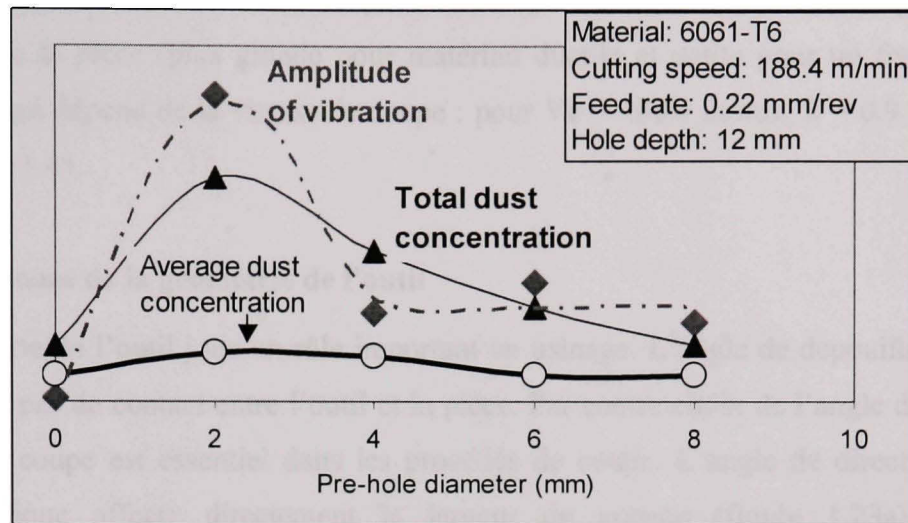


Figure 1.21 Vibrations en fonction du diamètre.
(Songmene et al, 2008)

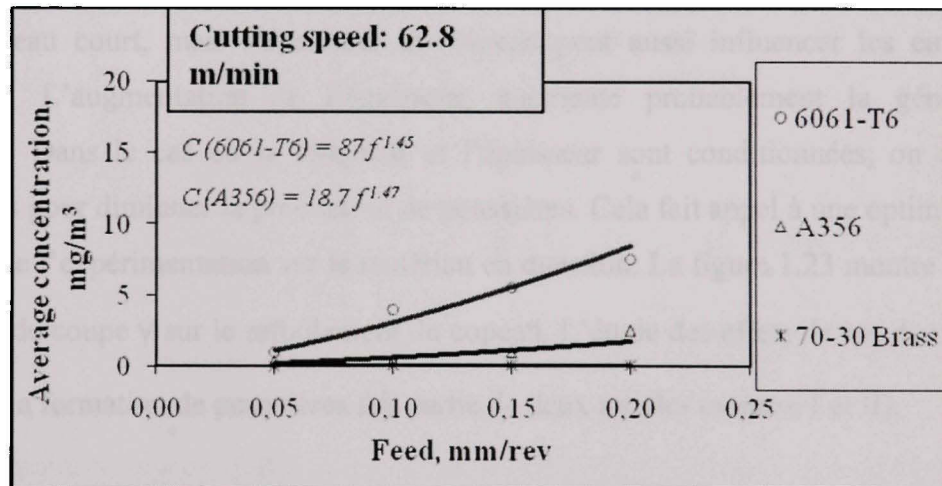


Figure 1.22 Concentration de poussières en fonction de l'avance.
(Songmene et al, 2008)

Il a été montré (Songmene et al, 2008) que la concentration de poussières générées lors du perçage peut se mettre sous la forme :

$$P_C = K \cdot f^\lambda \quad (1.22)$$

P_C est toujours la concentration de poussières, f l'avance, K constante qui dépend du matériau de la pièce (plus grande pour matériau ductile et petite pour un fragile) et λ est constante qui dépend de la vitesse de coupe : pour $V_c = 188.4$ m/min, $\lambda = 0.9$; et $V_c = 62.8$ m/min, $\lambda = 1.45$.

1.5.5 Influence de la géométrie de l'outil

La géométrie de l'outil joue un rôle important en usinage. L'angle de dépouille doit assurer qu'il n'y a pas de contact entre l'outil et la pièce. Par contre choix de l'angle de direction et l'angle de coupe est essentiel dans les procédés de coupe. L'angle de direction dans une coupe oblique affecte directement la largeur du copeau (figure 1.23a). Alors que l'augmentation de l'angle de coupe entraîne une augmentation de la longueur du contact du copeau et une diminution de son épaisseur. Cela peut influencer la production de poussière. Un copeau long (longueur de contact important) produit dans le cas général plus de poussière qu'un copeau court, mais l'épaisseur du copeau peut aussi influencer les émissions de poussières. L'augmentation de l'épaisseur, augmente probablement la génération de poussières. Dans le cas où la longueur et l'épaisseur sont conditionnées, on cherche un compromis pour diminuer la production de poussières. Cela fait appel à une optimisation, qui nécessite de l'expérimentation sur le matériau en question. La figure 1.23 montre l'influence de l'angle de coupe γ sur le refoulement du copeau. L'étude des effets de ces deux angles de l'outil sur la formation de poussières fait partie de deux articles (annexe I et II).

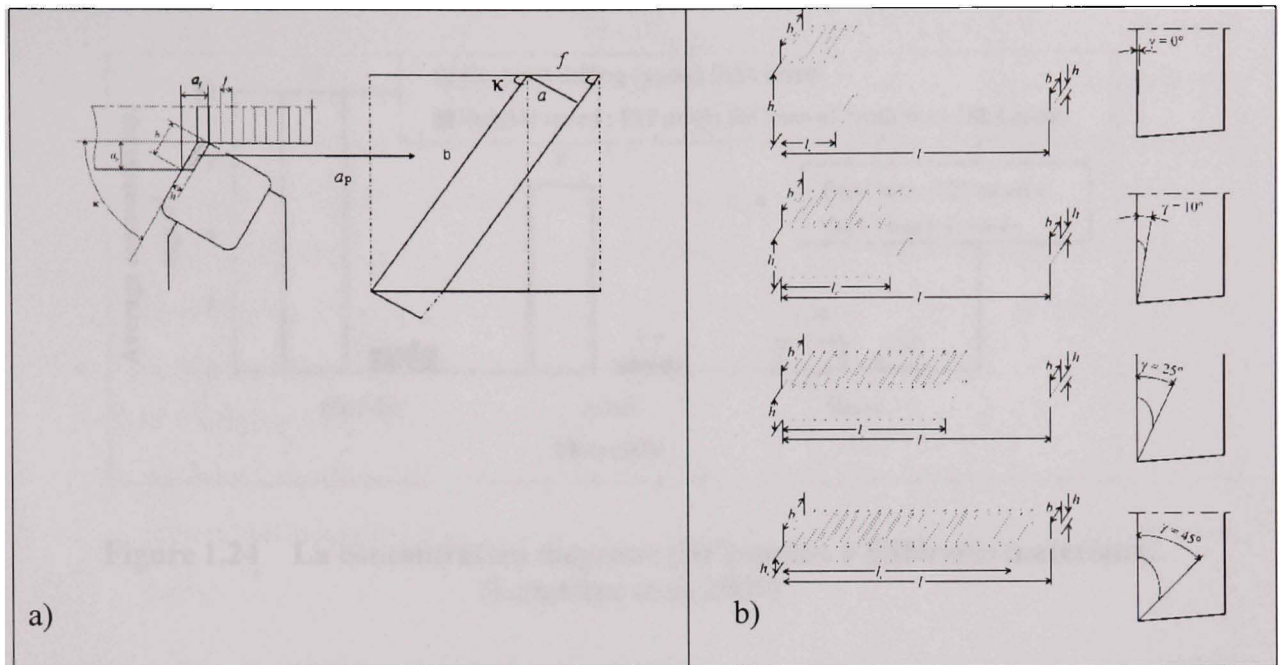


Figure 1.23 Influence de la géométrie de l'outil sur la formation du copeau. a) l'angle de direction et b) l'angle de coupe.
(a. Khettabi et al 2007), (b. Balazinski, 07)

1.5.6 Émissivité des matériaux

L'aluminium et ses alliages sont parmi les meilleurs matériaux en termes d'usinabilité. Or, il faut prendre en considération certains points :

- tout comme les autres alliages légers, les effets d'inertie sont faibles et permet des
- vitesses de rotation et de translation élevées en usinage;
- leur grande conductivité thermique favorise le transfert et l'évacuation de chaleur avec le copeau (bon refroidissement);
- les alliages contenant de 2-3 % de Si usent plus rapidement les outils, ce qui oblige la réduction de la vitesse de coupe. Au delà de 10 % de silicium, l'usinage devient difficile.

La figure 1.24 classe trois matériaux en fonction de leur émissivité, tant lors de l'usinage à vitesse constante que de l'usinage à vitesse variable. Elle montre que l'usinage à vitesse variable (progressive) réduit les émissions de poussières.

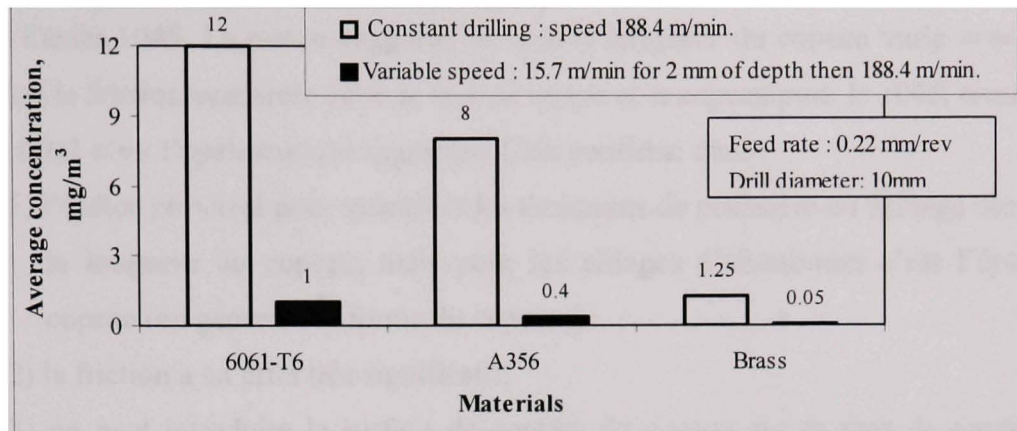


Figure 1.24 La concentration moyenne par rapport à différents matériaux.
(Songmene et al, 2008)

1.6 Commentaires

L'introduction de la notion de contrainte hydrostatique explique avec succès le phénomène de l'apparition et la propagation de fissure pour justifier et décrire les mécanismes de formation du copeau dans des alliages de titane (Hua et al, 2002; Sandstrom et al, 1998; Trent, 1991). Ce qui peut servir à interpréter d'autres phénomènes de formation du copeau pour d'autres matériaux :

- Il a été montré que le comportement du matériau à haute vitesse est complètement différent de celui à faible vitesse. L'étude de Zhang et Alpas (2002) cité plus haut (ch. 1), a été réalisée avec des vitesses relativement basses pour les alliages d'aluminium, ce qui explique que la fissure qu'ils l'ont jugée causée par la porosité n'apporte pas d'arguments pour les hautes vitesses. Par contre le développement de cette fissure à la face extérieure et la propagation vers le bec de l'outil, correspond parfaitement à l'interprétation basée sur le comportement du matériau sous contraintes hydrostatiques.
- Dépendamment de la technique d'usinage, la formation du copeau est influencée par une combinaison complexe de divers facteurs (ex. force, température, géométrie, vibration, etc.). Les résultats obtenus par Songmene, Balout et Masounave (2002), (2003), (2008), exposés plus haut, prouvent que l'augmentation de la fragilité diminue la quantité de poussière émise, pour les alliages d'aluminium (6061 et A356) et de cuivre (laiton 70-

30), tandis que la dureté augmente la concentration de poussières pour l'aluminium 6061 et l'acier 1045. La raison suggérée est que la longueur du copeau varie avec la dureté d'où la friction augmente entre la face de coupe et le copeau pour le 1045, alors que pour le 6061 c'est l'épaisseur qui augmente. Cela confirme que:

- 1) l'indice principal pour quantifier les émissions de poussière en usinage des aciers est la longueur du copeau, mais pour les alliages d'aluminium c'est l'épaisseur du copeau (en général : la forme du copeau);
- 2) la friction a un effet très significatif;
- 3) on peut introduire la surface de contact du copeau sur la face de coupe, comme facteur influençant la génération de poussières, à cause de la grande friction qui existe.

Comme la quantité de poussière générée en usinage dépend de la forme du copeau, et que ce dernier à son tour dépend du matériau, la quantité de poussière doit forcément dépendre du matériau. Les propriétés du matériau de la pièce peuvent être modifiées essentiellement par traitements thermiques. Les alliages d'aluminium 6061 sont un exemple. Il est possible de modifier sa dureté aussi par des traitements thermiques (entre 45 à 95 HRB). Il a été prouvé que l'alliage 6061-T6 produit plus de poussières que le 6061-T4 (Njoya et al. 2006).

La microstructure des aciers est complètement différente de celle des autres métaux et notamment les alliages d'aluminium. Ceci est peut être la cause de son comportement différent envers les émissions de poussières en usinage ainsi que la formation du copeau. En usinage, on peut changer d'autres paramètres qui influencent la longueur du copeau en gardant la même dureté, pour vérifier la corrélation entre poussière et longueur du copeau. Un angle d'attaque petit dans la coupe oblique, réduit l'épaisseur et augmente la largeur du copeau (SANDVIK Coromant, 1994). Pour les alliages à base de fer, la formation du copeau tout comme l'usinabilité change en fonction de la structure. Les carbures (cémentite) présents dans la structure à matrice perlitique sont toujours néfastes pour usure des outils que ce soit pour les fontes, les aciers inoxydables ou les aciers au carbone. La structure alternée de lamelles de carbure dur (difficile à usiner) et ferrite ductile (facile à usiner-à grande vitesse-),

provoquent une variation d'effort de coupe et des vibrations –autoentretenues- au cours du processus de coupe de la perlite. Cela augmente forcément la production de poussières, d'où la taille des particules dépendra de l'épaisseur des lamelles et la direction de coupe. L'explication qu'on peut donner pour interpréter les émissions de poussières des différents matériaux ductile et fragiles est que : la formation de copeau dans les matériaux fragile se fait plutôt par une rupture fragile et donc rapide, alors que dans un matériau ductile, le copeau se forme par le cisaillement des bandes de glissements d'où des frottements qui se produisent à l'interface. Dans cette hypothèse le matériau ductile produit plus de poussière.

1.7 Conclusions

La poussière d'usinage est un sérieux problème qui menace la santé et l'environnement. Pour usiner proprement, certains procédés ont montré beaucoup de succès. L'usinage à sec présente un grand avantage économique et écologique. Mais dans certaines conditions sévères d'usinage à sec l'usure de l'outil de coupe est accélérée. Pour surmonter cet inconvénient, plusieurs techniques ont été développées pour compenser la fonction principale du lubrifiant : revêtement de la partie active des outils de coupe, autolubrification (soit au niveau de la pièce d'un matériau graphitique ou au niveau de l'outil par l'implantation du chlore dans la couche du revêtement de nitrure de titane à titre d'exemple).

Dans certains cas d'extrême complexité (géométrie complexe ou copeau contraint et difficile à évacuer), on ne peut pas usiner totalement à sec, comme en perçage où l'écoulement du copeau est très difficile. Dans de telles situations, on usine avec une quantité minimum de lubrifiant, suffisante pour répondre aux exigences tribologiques nécessaires pour faciliter l'écoulement du copeau. Cette technique est appelée "MQL". L'écoulement du copeau est donc le principal problème qu'on doit résoudre afin d'améliorer les conditions d'usinage.

Une étude très approfondie des mécanismes de formation de copeaux est nécessaire pour mener une étude efficace en usinage propre (sans lubrification et produisant peu ou pas de poussières dangereuses) :

- La formation du copeau est un phénomène complexe à cause des divers facteurs qui entrent en jeu. La théorie de la couche molle -couche dure semble très efficace pour expliquer le phénomène de formation du copeau en usinage.
- Les mécanismes de formation du copeau peuvent renseigner sur les émissions dangereuses en usinage. Les matériaux aux copeaux fragiles produisent moins de poussières que les matériaux aux copeaux ductiles. Cette règle a été démontrée pour les alliages d'aluminium (6061) et de cuivre (laiton 70-30), et les alliages de magnésium (fonderie AZ91E). L'augmentation de la dureté, fait croître la concentration moyenne de poussières (aciers 1045 et aluminium 6061), à cause du changement de la forme du copeau dû à la géométrie de l'outil et des conditions de coupe.

CHAPITRE 2

EXPÉRIMENTATION

2.1 Introduction

Le problème de la mesure est toujours un élément critique dans l'avancement des sciences, surtout dans les domaines nouveaux. La mesure des particules générées en usinage est en évolution continue afin d'améliorer la précision.

La mesure de la poussiérabilité consiste à la captation, la collecte, la caractérisation et l'analyse des particules. Différentes techniques ont été développées mais les mesures sont généralement peu précises. Elles présentent des différences parfois très importantes entre divers instruments et divers laboratoires. Il est donc nécessaire d'améliorer les techniques de mesures et/ou de proposer un standard efficace afin d'uniformiser les résultats.

Afin de mieux étudier les particules générées en usinage il est important d'isoler l'environnement pour capter que la poussière produite par le procédé de coupe. Toutefois, pour la mesure, différents instruments ont été utilisés dans notre étude dépendamment de la taille des particules étudiées.

2.2 Instrument de mesure de particules

Divers instruments de mesure de particules existent qui utilisent différentes techniques (électrostatique, optique, thermique, cyclone, filtration. etc.). Le photomètre laser (TSI 8520 Dustrack), a été longtemps utilisé comme instrument à lecture directe pour mesurer la concentration massique moyenne de poussières. Cet appareil est équipé avec des impacteurs qui permettent de sélectionner la taille maximale des particules à étudier. Avec plus de précision, deux autres instruments donnent la distribution en taille de particules : APS (Aerosol Particle Sizer) et SMPS (Scanning Mobility Particle Sizer). Pour des particules de taille inférieure à $2.5\mu\text{m}$ (PM_{2.5}) le Dustrack est très efficace mais ne donne que la concentration moyenne.

Le spectromètre APS mesure la distribution en taille de particule de $0.5\mu\text{m}$ à $20\mu\text{m}$. Il accélère les aérosols échantillonnés à travers un orifice accélérateur. La taille aérodynamique détermine le taux d'accélération de la particule. L'accélération est plus élevée pour les particules les plus petites à cause de la diminution de l'inertie. Après ce parcours, la particule traverse une zone de détection d'un champ laser. La détection se fait par la diffusion de la lumière à 90° , la lumière est collectée et focalisée dans un photodétecteur d'avalanche (APD: avalanche photodetector). L'ADP convertit les pulsations lumineuses en pulsations électriques. Une étude comparative entre l'APS et deux autres spectromètres montre que les résultats de l'APS sont similaires aux ceux des autres spectromètres pour les particules mono disperses (Peters et al., 2006). Toutefois, pour les particules inférieure à $0.7\mu\text{m}$ le système APS est moins efficace que l'PAS (Portable Aerosol Spectrometer) (Peters et al., 2006).

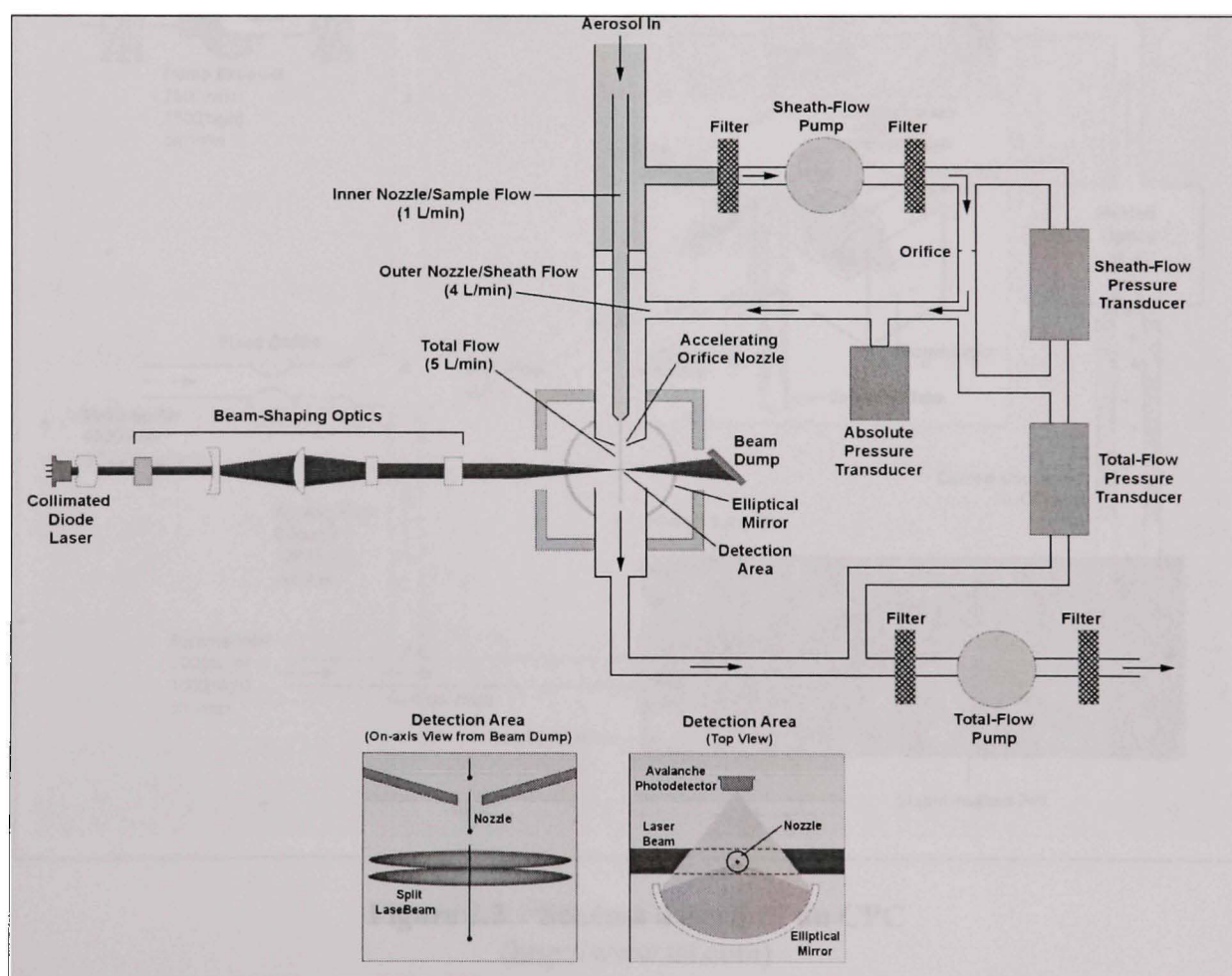


Figure 2.1 Schéma descriptif de l'APS
(<http://www.tsi.com>)

Comme ce type d'instrument est limité à $0.5\mu\text{m}$ de taille, il a été couplé à le SMPS (Scanning Mobility Particle Sizer) pour étudier la distribution en taille jusqu'à la taille nano. Le SMPS est capable de mesurer la distribution de taille de 2.5nm à 1000nm en utilisant la technique de détection de la mobilité électrique des particules. Ce système utilise un chargeur bipolaire dans le classificateur électrostatique pour charger les particules à une distribution de charge connue. Les particules sont classées selon leur capacité de traverser un champ électrique et compter avec un compteur à condensation de particule (CPC : Condensation Particle Counter).

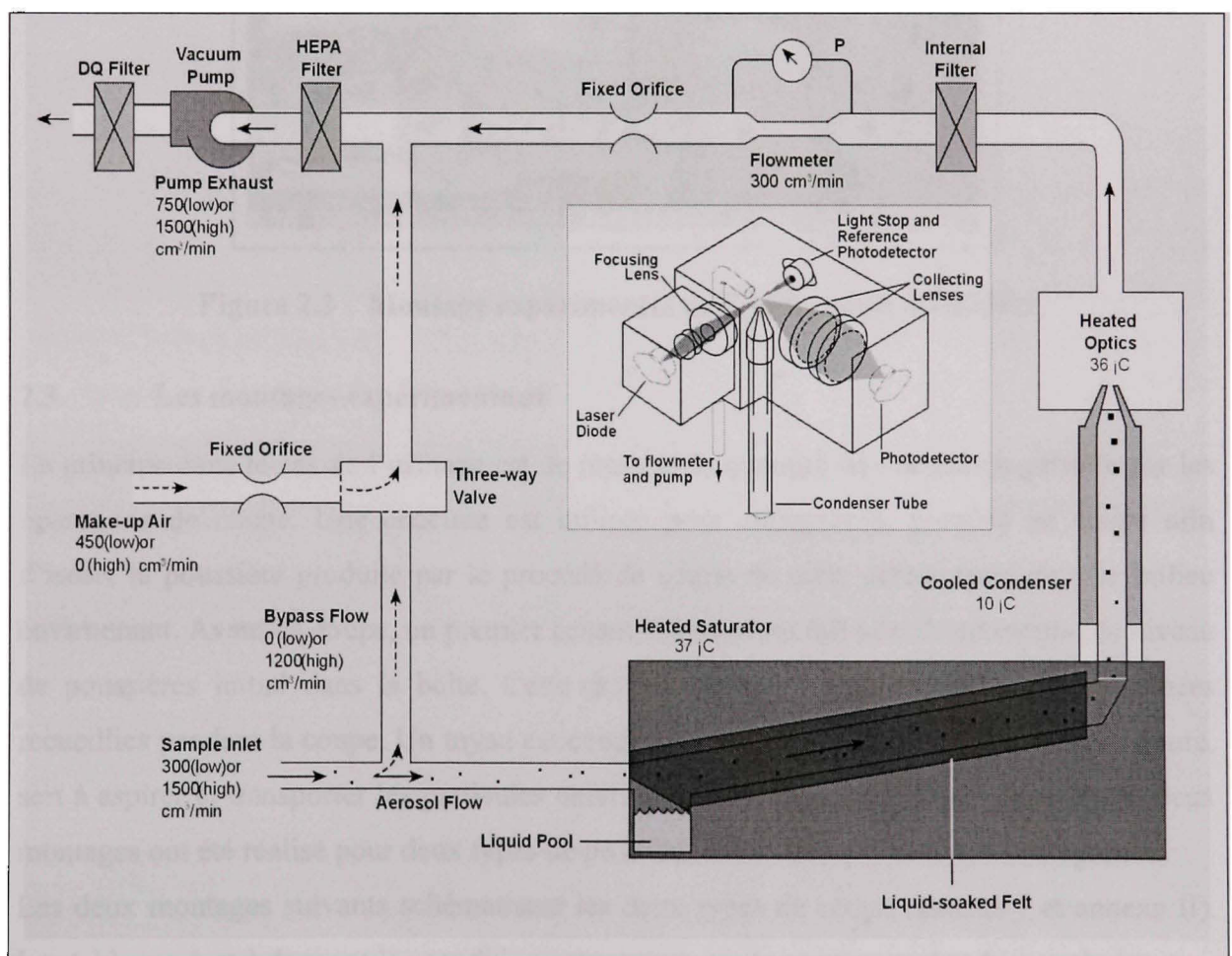


Figure 2.2 Schéma descriptif du CPC
(<http://www.tsi.com>)

Au cours des essais, ces instruments seront reliés d'une part à la source de production de poussière (enceinte de la machine outil, ou boîte faite du système outil-pièce) et d'autre part à un ordinateur menue d'un système d'acquisition et d'analyse approprié.

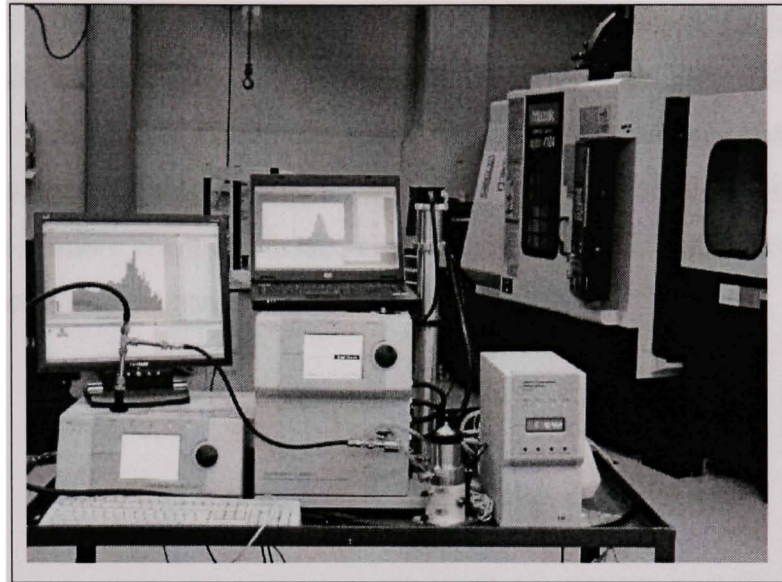


Figure 2.3 Montage expérimental de l'APS couplé à l'SMPS

2.3 Les montages expérimentaux

Le principe dans le cas de l'usinage est de mesurer la quantité de poussières générée par les opérations de coupe. Une enceinte est utilisée pour enfermer le procédé de coupe afin d'isoler la poussière produite par le procédé de coupe de celle préexistante dans le milieu environnant. Avant la coupe, un premier échantillonnage est fait afin de déterminer le niveau de poussières initial dans la boîte. Cette donnée est par la suite soustraite des données recueillies pendant la coupe. Un tuyau est connecté entre l'enceinte et le système de mesure, sert à aspirer et transporter les particules enfermées dans l'enceinte. Dans notre étude, deux montages ont été réalisés pour deux types de procédé, coupe oblique et coupe orthogonale. Les deux montages suivants schématisent les deux types de coupe (annexe I et annexe II). Les tableaux 1 et 2 donnent les conditions et paramètres de coupe pour les deux techniques.

2.3.1 Coupe oblique

Le tableau 2.1 suivant résume les conditions et paramètres de coupe utilisés. La coupe oblique a été réalisée avec des éprouvettes de 24 mm de diamètre. Les paramètres variables sont la vitesse de coupe, les matériaux coupés et l'angle de direction. La longueur de coupe était constante de 1 pouce avec une profondeur de coupe constante (0.5 mm) et avance constante (0.1 mm/tr). Ceci implique que la quantité de matière enlevée change après chaque passe car le diamètre diminue après chaque coupe. Étant donné le nombre limité des éprouvettes et le nombre élevé des essais, chaque éprouvette a été utilisée plusieurs fois. Le volume enlevé après chaque passe est présenté au tableau 2.2.

Tableau 2.1

Conditions et paramètres de coupe utilisés durant les essais

Opération	Tournage
Avance (mm/tr)	0.1
Profondeur de coupe (mm)	0.5
Vitesse de coupe (m/min)	0-300
Matériau de l'outil	Carbure non revêtu
Angles de direction (degré)	70-110
Lubrifiant & Coolant	Néant
Work piece materials	Alliage d'aluminium 6061-T6 Aciers :AISI 1018 & AISI 4140

Tableau 2.2

Volume enlevé sur chaque échantillon lors des essais de la coupe oblique

Diamètre (mm)	Longueur de coupe (mm)	Volume enlevé (mm³)
23	24,5	904,39
22	24,5	865,90
21	24,5	827,42
20	24,5	788,93
19	24,5	750,45
18	24,5	711,96
17	24,5	673,48
16	24,5	634,99
15	24,5	596,51

2.3.2 Coupe orthogonale

Le tableau 2.3 suivant résume les conditions et paramètres de coupe utilisés. Dans le cas de la coupe orthogonale l'avance était constante et par conséquent, la quantité de matière enlevée est la même à condition de prendre les mêmes diamètres. La réalisation de plusieurs paliers sur un même éprouvette permet de garder les mêmes diamètres coupés et par conséquent donne la même quantité de matière enlevée. Les paramètres variables sont la vitesse de coupe, les matériaux coupés et l'angle de coupe de l'outil.

Les résultats et analyses faites sont présentés dans les articles (1 et 2) qui se trouvent en annexes I et II. Dans le chapitre trois qui suit, nous présentons les résumés et les points

importants de ces articles, du même que ceux relatifs au troisième article (annexe III) et terminons par une discussion générale et une conclusion.

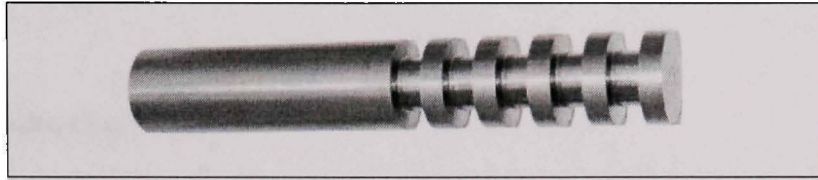


Figure 2.4 Éprouvette pour une coupe orthogonale à cinq paliers

Tableau 2.3

Conditions et paramètres de coupe utilisés durant les essais

Opération	Coupe orthogonale
Avance (mm/tr)	0.203
Vitesse de coupe (m/min)	0-300
Matériau d'outil	Carbure non revêtu
Angles de coupe (degrés)	-7, 0, +7
Lubrifiant & Refroidissant	Néant
Matériaux de la pièce	Alliage d'aluminium 6061-T6 Aciers: AISI 1018 & AISI 4140 Fonte grise

CHAPITRE 3

RÉSUMÉ SUBSTANTIEL SUR LA GÉNÉRATION DE PARTICULES

3.1 Introduction

Ce chapitre est un résumé des trois articles que nous avons écrits dans le cadre de ce travail. Le lecteur pourra se référer aux annexes I, II et III pour plus de détails concernant soit l'expérimentation soit la modélisation ou encore les hypothèses à la base des développements proposées.

Le procédé de coupe peut paraître simple mais une simple tentative de la quantification montre que c'est un phénomène fort complexe. De nombreux paramètres non indépendants qui entrent en jeu, compliquent la compréhension du phénomène de coupe. La stabilité de l'usinage est difficile à maîtriser à cause des vibrations, fluctuation des efforts de coupe et la variation des conditions de coupe au cours de l'opération (due aux BUE, usure..). Nous nous sommes assuré que les expériences étaient réalisées dans des conditions stables. La façon dont le matériau de la pièce se déforme montre qu'une étude détaillée de la coupe nécessite beaucoup de rigueur. Comprendre le comportement du matériau et décrire les mécanismes de formation de fines particules en usinage nécessite au premier lieu d'étudier l'effet de chaque paramètre de la coupe et de tenter par la suite d'identifier les corrélations qui les relient.

L'expérimentation est donc le meilleur moyen pour bâtir une théorie solide qui permet la prédiction. L'étude des émissions de particules fines et ultrafines en usinage se divise donc en deux parties. Partie expérimentation et partie théorique de modélisation. Les essais ont été réalisés dans cette étude pour la coupe oblique et orthogonale.

Dans la partie expérimentale, les effets de l'angle de direction, des conditions de coupe, du matériau et du mode de formation du copeau dans une coupe oblique ont été étudiés en premier lieu. Une étude étendue a été réalisée par la suite afin d'identifier l'effet de l'angle

de coupe de l'outil, la densité de segmentation du copeau, le matériau et la vitesse de coupe sur les émissions de nano et micro particules lors de coupe orthogonal à sec. Les résultats servent à identifier les mécanismes des émissions de poussières et de développer un modèle prédictif. Pour des fins d'analyse et de comparaison des différents résultats, un facteur écologique, appelé 'Dust Unit' a été développé (Khettabi et al. 2007). Il sera utilisé dans la modélisation et la validation.

3.2 Expérimentation et paramètres influençant les émissions

Il a été montré que les aérosols générés durant le processus de coupe dépendent du matériau et des conditions d'usinage (Balout et al., 2002), (Songmene et al., 2008), (Sutherland et al., 2000). Ces auteurs trouvent qu'un matériau ductile génère plus de particules fines et ultrafines qu'un matériau fragile à cause de la forme du copeau généré. Ils trouvent également une corrélation entre la formation du copeau et les émissions de poussières. Le copeau discontinu donne moins de poussières que le copeau long. La majeure partie de ces travaux (Songmené, Balout, Masounave) ont été réalisés uniquement pour le perçage. Khettabi et al. (Khettabi et al, 2007) a confirmé ces résultats en tournage des aciers et des alliages d'aluminium.

Les effets des angles de coupe et de direction de l'outil sur les indicateurs de performances de l'usinage tels que les forces, la formation de copeaux et/ou la vie utiles de l'outil sont très bien connus (fang et al. 2005), (Ohbuchi Y., Obikawa, T., 2003), (Tourret. R. et al. 1958), (Günay, M., et al., 2004), (Saglam et al., 2006), (Saglam et al., 2007). Cependant, on ne connaît pas grande chose sur les effets de ces angles sur les émissions de particules métalliques. Nos deux premiers travaux (Khettabi et al 2007), (Khettabi et al 2008a) viennent combler cette lacune.

Dans les sections suivantes nous présentons les grands points de ces travaux ainsi que les éléments de compréhension des phénomènes observés en relation avec la géométrie de l'outil, les conditions de coupe, le matériau et le mode de formation des copeaux. Une attention particulière est également mise sur la taille des particules générées.

3.2.1 Effet de la géométrie de l'outil

Angle de direction

La variation de l'angle de direction affecte directement la surface de coupe et par conséquent la largeur du copeau. Selon la description schématique proposé par Khettabi et al. (2007), la largeur de coupe correspondante à la largeur de contact outil-copeau est (b) définie ainsi la largeur du copeau

$$b = \frac{a_p}{\sin \kappa} \quad (3.1)$$

Avec a_p est la profondeur de coupe et κ l'angle de direction.

D'après la relation 3.1, la largeur de contact la plus petite correspond pratiquement à la profondeur de coupe. En se basant sur le principe de la conservation de la masse et de l'incompressibilité du matériau, on obtient le copeau le plus étroit à un angle de direction de 90° . Ceci peut être vérifié par l'équation (3.1). Par contre, l'augmentation ou la diminution de l'angle de direction engendre une augmentation dans la largeur de copeau (b).

Soit (L) la longueur de coupe et sous différents angle de direction κ_1 and κ_2 (90 et 70 par exemple), l'épaisseur (t_1) et la largeur (b_1) vont changer à t_2 , b_2 respectivement. Le volume reste invariable (conservation du volume)

$$V_1 = Lb_1t_1 = Lb_2t_2 \Leftrightarrow b_1t_1 = b_2t_2 \Rightarrow t_2 = \frac{b_1t_1}{b_2} \quad (3.2)$$

Prenant en compte l'équation (3.1):

$$t_2 = \frac{\sin \kappa_2}{\sin \kappa_1} \times t_1 \quad (3.3)$$

$$\text{Pour } \left\{ \begin{array}{l} \kappa_1 = \kappa_2 = 90^\circ \\ \text{ou} \\ \kappa_1 = 90^\circ + \varepsilon \\ \kappa_2 = 90^\circ - \varepsilon \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} \text{La variation de l'angle de direction engendre le changement} \\ \text{de l'épaisseur déformé du copeau et par conséquent la} \\ \text{modification dans les émissions de poussières.} \end{array}$$

Les résultats obtenus avec l'usinage des aciers (1018 et 4140) (Khettabi et al. 2007) montrent qu'il y a une influence significative de l'angle de direction sur les émissions de poussières en usinage. Cette influence montre une certaine symétrie autour de 90° , angle pour lesquelles les émissions de poussières sont minimales. Par le principe de conservation du volume, l'augmentation de la largeur tout en gardant la même longueur fait diminuer l'épaisseur. L'augmentation de la largeur du copeau et la diminution de son épaisseur fait augmenter les émissions de poussières. Par contre ceci peut amincir le copeau, jusqu'à ce que la segmentation partielle du copeau s'amplifie de plus en plus pour finir à la rupture. Le copeau devient donc fragile avec moins d'émission de poussières. Ces deux phénomènes sont en compétition sous l'influence de l'angle de direction.

Pour les alliages d'aluminium 6061-T6, les essais montrent qu'il y a beaucoup de poussières à un angle de direction plus petit (70°). Dans ce cas, l'influence du matériau est plus dominante que l'angle de direction, ce qui n'a pas été le cas pour les aciers 1018 et 4140.

Angle de coupe

En coupe orthogonale, la géométrie de l'outil dépend uniquement de l'angle de dépouille et de l'angle de coupe. Le choix de l'angle de dépouille est souvent guidé par la diminution du frottement entre l'outil et la pièce. Le choix de l'angle de coupe affecte l'angle de cisaillement, la morphologie du copeau, la longueur du contact outil-copeau, les efforts de coupe, le ratio de compression du copeau, la fréquence de segmentation du copeau et par conséquent les émissions de poussières. L'angle de coupe est donc d'une grande importance.

Les essais expérimentaux en coupe orthogonale des aciers, fonte grise et des alliages d'aluminium montrent que l'usinage avec des angles de coupe positifs produit plus de fines et ultrafines de particules qu'avec des angles nuls ou négatifs (Khettabi et al 2008). La grande déformation et la difficulté d'évacuation du copeau avec des angles négatifs peut générer un peu plus de fine poussière dans les mêmes situations.

3.2.2 Effet du matériau et de la vitesse de coupe

Les essais réalisés sur les aciers et les alliages d'aluminium montrent et confirment le comportement de la production de poussières en fonction du matériau et de la vitesse de coupe. L'utilisation de la concentration moyenne, de la concentration totale ou du 'Dust unit' (Du) montre toujours la présence d'une gamme de vitesses où la production de poussières est maximale (Khettabi et al 2007, 2008). Pour la même famille de matériaux et dépendamment des conditions de coupe et de la géométrie de l'outil, le matériau le plus ductile produit plus de fines particules. Les alliages d'aluminium peuvent produire moins de poussières fines en usinage mais dépendamment de la géométrie de l'outil. La présence d'un maximum est un caractère propre à un matériau ductile. Dans le cas d'un matériau fragile, la courbe continue à monter (pour les fontes par exemple) en augmentant les vitesses de coupe (Khettabi et al 2008).

3.2.3 Effet du mode de formation du copeau

L'analyse de la microstructure du copeau permet de mieux comprendre le mode de déformation du matériau afin d'expliquer la variation des émissions de poussières en usinage (Milovanov et al, 2000). La microstructure du copeau est influencée non seulement par la vitesse de coupe mais aussi par le matériau de la pièce, la géométrie de l'outil et les conditions de coupe.

À l'aide de la microscopie électronique à balayage on remarque que la formation du copeau, s'accompagne d'une formation de micro-segments (bandes) à différentes tailles, selon les conditions de coupe (Khettabi et al 2007). La vitesse de coupe est le paramètre le plus dominant. La gamme de variation de l'avance et la profondeur est très limitée, généralement

conditionné par le couple du matériau pièce-outil et la qualité de la pièce finale. À haute résolution, on observe que ces bandes sont plus espacées dans les conditions où la production de poussières est minime (haute et basse vitesse de coupe). Par contre, ces bandes sont plus denses et fortement comprimées, l'une sur l'autre, pour les vitesses où la production de poussières est maximale (Khettabi et al 2007, 2008). À très haute vitesse de coupe, la structure du copeau est plus au moins fragile et les bandes sont espacées. Ceci, signifie qu'elles étaient formées par une rupture fragile dont les lèvres de la fissure ne se touchent pas.

Le copeau ne devient pas seulement plus large en s'éloignant de l'angle de direction 90° mais change aussi de microstructure (Khettabi et al 2007). La déformation est plus prononcée aux angles extrêmes (110° and 70°) que pour l'angle droit 90° . C'est la raison pour la quelle les émissions de poussières varient avec l'angle de direction. Par contre la largeur des microbandes est largement influencée par la nature du matériau et des vitesses de coupe. Cette largeur est plus grande pur l'acier 4140 que l'acier 1018 et l'alliage d'aluminium 6061-T6.

3.2.4 Nano particules et distribution de taille en usinage

Depuis longtemps, les standards de qualité de l'air sont basés sur des particules de taille inférieure à $10\mu\text{m}$ (PM10). Ceci a été récemment révisé à PM2.5. La plus part de résultats présentés dans ce travail correspond à PM2.5. L'instrument utilisé pour ce type de mesure (photomètre laser "Dustrack") ne permet pas de connaitre la distribution de taille des particules. Cet instrument, le Dustrack, est celui qui existait à l'ÉTS au moment où nous avons débuté nos travaux. Ce n'est que tout dernièrement en 2007 que l'ÉTS a acquis des instruments plus sophistiqués et à la pointe (APS et SMPS). Il est souvent supposé que les particules submicroniques sont potentiellement plus dangereuses que les particules microniques. Il est donc intéressant d'étudier la génération des particules nanométriques. L'APS (aerosol particle sizer) couplé avec l'SMPS (scanning mobility particle sizer) sont utilisés pour étudier la distribution des particules en usinage.

Il a été trouvé que la déposition des particules inférieures à $0.03\ \mu\text{m}$ augmente avec la diffusivité et que l'efficacité de déposition croît, comparé aux particules dont le diamètre est supérieur à $0.03\ \mu\text{m}$ qui était inférieure à 10% (J. T. Kelly et al 2004). Les nanoparticules présentent donc, un sérieux danger à la santé et à l'environnement.

Durant et après le processus de coupe, l'analyse de l'émission de poussières révèle la présence un large spectre de taille. Il est montré (Khettabi et al 2008) que la concentration décroît quand la taille des particules augmente durant la coupe de l'acier AISI 1018. La plupart des particules générées en usinage sont des particules nanométriques (Khettabi et al 2008). L'effet de l'angle de coupe est significatif. La génération des particules de taille plus grande que $10\ \mu\text{m}$ n'est pas significative. La quantité en nombre de particules supérieures à $10\ \mu\text{m}$ est très faible. De plus, dans cette gamme de taille les particules ne présentent pas un grave danger. Mais l'analyse par concentration massique, surface spécifique et distribution de taille, présente une concentration importante de particule de 250nm (Khettabi et al 2008).

Pour les tailles microniques les plus grandes concentrations en nombre et en surface spécifique a été enregistré pour les particules de taille inférieure à $2\ \mu\text{m}$ (Khettabi et al 2008). La distribution de taille est quasiment uniforme pour la concentration massique. Le plus grand nombre de nanoparticules par unité de volume se trouve autour de $20\ \text{nm}$ pour les angles de coupe (négatif et positif). Les outils ayant un angle de coupe $\alpha = + 7^\circ$ produisent plus de particules microniques (presque le double) par rapport à un angle de coupe $\alpha = - 7^\circ$. Cette tendance a été observée que ce soit pour la concentration en nombre, massique ou surface spécifique (Khettabi et al 2008a). Le même comportement est identifié pour les nanoparticules (Khettabi et al 2008b).

3.3 Modélisation

La modélisation des émissions de particules lors du tournage a fait l'objet d'un article scientifique présenté en annexe III. Cet article a été soumis à Journal of Materials Engineering and Performance, ASM International. Dans cette section, nous présentons uniquement la théorie utilisée.

Une étude approfondie du phénomène des émissions de fines et ultrafines particules en usinage fait appel sans doute aux modes de formation du copeau et aux lois de comportement en usinage. À cet égard, une modélisation analytique a été développée afin de décrire et identifier les mécanismes des émissions de poussières. Pour faire, la coupe orthogonale est le moyen optimal pour simplifier le problème.

La modélisation des émissions de fines particules en usinage est représentée dans deux volets qui illustrent deux méthodes plus ou moins différentes. Dans les deux méthodes le principe et les sources sont les mêmes, mais la représentation mathématique est différente. La première méthode qui a montré de bonnes concordances avec les résultats expérimentaux a fait l'objet de l'article (annexe III) ci-après et la deuxième méthode est exposée en annexe V.

Il a été montré que les émissions de fines particules en usinage dépendent du procédé, du matériau et conditions de coupe (Balout et al, 2002; Songmene et al, 2008) et de la géométrie de l'outil (Khettabi et al, 2007, 2008). Ces travaux ont été que expérimentaux. Aucun modèle ou théorie qui traite les émissions de fines particules en usinage n'existe à notre connaissance à part le modèle semi-empirique de Khettabi et al. (2007); et le modèle phénoménologique des émissions de fine poussière lors du forage du charbon développé par Zipf et Bieniawski (1989). Or ce dernier n'était pas un modèle prédictif et ne présentait pas de formalisme mathématique. En usinage, une grande partie des particules fines produite est due aux frottements (outil-copeau et entre bandes de cisaillement du copeau).

Les particules générées par friction ont été traitées par différents chercheurs dans le but de caractériser la quantité totale de particules produites en masse ou en volume (Danian Chen et al, 1997), (Zhenfang zhang et al., 1994), (Hadianfard, M. J., 1993), (Rabinowicz, E., 1987 et 1985). La majorité de ces modèles sont limités quand la taille de particule devient importante. Le modèle semi-empirique développé par Steven J. Page and John A. Organiscak (2004) montre que la concentration des aérosols respirables produits lors du forage du charbon dépend fortement de la géométrie du montage et des conditions du prélèvement (Steven J. Page and John A. Organiscak, 2004). Ce modèle est conditionné par une opération

spécifique, un montage spécifique et un matériau spécifique. En usinage, il est nécessaire de prendre en considération les paramètres importants de coupe, comme les conditions de coupe (vitesse de coupe, avance et profondeur de coup), de la géométrie de l'outil (angle de coupe, angle de dépouille et angle de direction), et le matériau de la pièce. Dans le travail qui suit, il a été développé un nouveau modèle en introduisant ces différents paramètres de la coupe afin de prédire les émissions de fines et ultrafines particules. La compréhension des mécanismes de production des particules nous a servi de bases pour notre modélisation.

3.3.1 Mécanisme de production de poussières

La formation de fines particules en usinage peut être due à plusieurs phénomènes : énergie thermique, cisaillement et déformation plastique, frottement microscopique et macroscopique. L'augmentation de la température dans la zone de coupe aide à séparer des particules du matériau mère, le copeau. Si l'énergie thermique due à l'élévation de la température est supérieure à l'énergie de liaison elle peut libérer des particules. Plus la taille de particule est grande plus l'énergie pour la libérer doit être élevée. Or en usinage l'énergie thermique ne peut pas dépasser certaine limite. Ceci signifie que l'élévation de la température ne peut produire que des particules de plus petite taille (nano). Cependant, ce processus ne devrait pas produire seulement les plus petites particules (nano). Le frottement entre les microbandes par contre produit des particules (fines et ultrafines). Similairement le frottement à l'interface outil-copeau génère des particules de toute grandeur.

Khettabi et al. (2008b) illustrent le mécanisme de formation de poussières par frottement à l'interface outil-copeau. Un modèle de production est proposé : le détachement de particules passe par deux étapes principales: l'étape 1, aura lieu au moment de la séparation du matériau proche du bec de l'outil. L'étape 2, durant le glissement du copeau sur la face de coupe de l'outil. Dans le cas du matériau fragile, la formation du copeau se fait par rupture fragile avec une longueur de contact presque nulle. Dans cette situation, le contact entre le matériau de l'outil et la surface irrégulière du copeau détache des particules plus de la surface interne du copeau. Quand le matériau est ductile, le copeau est formé par des micro segments qui subissent localement, à leurs extrémités, un écrouissage. Les parties écrouies se durcissent et

se séparent par la suite par une rupture fragile locale. Ce mécanisme décrit comment le frottement ou le micro frottement produit des fines particules en usinage. La taille des particules générées dépend de la rugosité de la face de coupe de l'outil, des conditions de coupe et du matériau de la pièce.

3.3.2 Modélisation semi-empirique

Khettabi et al. (2007) ont proposé un modèle expérimental des émissions de poussière en usinage en fonction des vitesses de coupe. Présenté comme suit :

$$D_U = \frac{b}{V^c \exp\left(\frac{a}{V}\right)} \quad (3.4)$$

Où : D_U (sans dimension) “dust unit” est un facteur écologique qui définit par la quantité de poussière générée par rapport à la quantité des copeaux débités; V (m/min) est la vitesse de coupe a , b et c sont des constantes dépendant du matériau de la pièce et de la géométrie de l'outil.

Ce modèle concorde bien avec les résultats expérimentaux (Khettabi et al 2007, 2008). Cependant, il est nécessaire de développer un modèle prédictif plus élaboré afin de définir les stratégies efficaces de réduction des émissions de poussières.

3.3.3 Modélisation analytique des émissions de particules

Comme nous l'avons déjà mentionné, la modélisation des émissions de poussières se base sur l'approche énergétique combinée avec le frottement macroscopique (outil –copeau), le microfrottement et la déformation plastique du matériau.

L'influence des mécanismes multiples sur le processus de coupe rend la quantification difficile. Les fluctuations des efforts et des conditions de coupe compliquent l'analyse des émissions de poussières. Ce phénomène devient difficilement déterministe voir même irréalisable et doublement aléatoire. Il est possible qu'on puisse développer un modèle

empirique mais sans sens physique. Dans ces conditions, on peut adopter le principe d'interprétation du phénomène par l'approche énergétique. L'énergie fournie par l'outil doit être supérieure à l'énergie de détachement d'une particule pour la faire sortir du matériau mère. Ce problème est semblable à un phénomène classique de la physique des matériaux.

Pour activer une réaction, il faut fournir certaine énergie au système. Cette énergie sert à rompre les liaisons chimiques afin de former des corpuscules de différentes tailles. La quantité de ces derniers suit une loi exponentielle de type Arrhénien (Peter Atkins 2006). Dans ce travail, on utilise cette loi pour calculer la quantité des particules produites lors de l'usinage. L'énergie appliquée, soit l'énergie de coupe (E) par rapport à l'état énergétique de la particule avant détachement (E_A)

$$D_U \propto e^{-\frac{E_A}{E}} \quad (3.5)$$

Avec E est l'énergie de coupe et E_A l'état d'énergie de la particule (l'énergie d'activation de la particule). On doit admettre dans cette situation que les particules de la même taille qui se détachent de la même zone se retrouvent dans le même état énergétique (même énergie d'activation). En d'autres termes, E_A dépend de la taille de la particule, de la zone d'émission (E_A à la surface est la moins élevée) et du matériau.

L'effet du frottement à l'interface outil-copeau sur les émissions de fines particules est gouverné par deux paramètres : la densité de segmentation du η_s et la rugosité de la face de coupe de l'outil Ra . Le frottement et les efforts de coupe peuvent être réduits si on minimise la rugosité de l'outil et par conséquent augmenter la durée de vie de l'outil et faciliter l'évacuation du copeau. De plus, réduire la rugosité de l'outil fait réduire les émissions de poussières. Arumugam et al (2006, 2002) ont testé les outils PCD et CVD sans polissage avec des outils CVD avec polissage. Ils confirment que les outils polis en CVD produisent moins de poussières que les autres Arumugam et al. (2002 ; 2006). Dans ces conditions en considérant les mécanismes de production de fines particules décrits par la figure 1, on pose :

$$D_U \propto R_a \times \eta_s \quad (3.6)$$

En plus, la présence de la segmentation dans le copeau peut avoir une influence significative. Xie et al (1996) ont défini un coefficient de segmentation β qui identifie l'apparition de la segmentation selon les conditions de coupe et le matériau de la pièce

$$\beta = -\frac{\sqrt{3}}{m} \left[\mu + \frac{0.9 \frac{\partial \tau}{\partial T}}{\rho_p C_p (1 + 1.328 B_0)} \right] \left[\mu \gamma + 1 - \frac{0.664 B_0}{1 + 1.328 B_0} \right] \quad (3.7)$$

Avec T la température, ρ la densité du matériau de la pièce (Kg/m^3), C_p la chaleur spécifique du matériau de la pièce ($\text{J}/\text{Kg} - \text{K}$), μ le coefficient de friction, τ la cission et B_0 est un coefficient défini par :

$$B_0 = \sqrt{\frac{K_p \gamma_{AB}}{Vf}} \quad (3.8)$$

K_p la conductivité thermique de la pièce (w/m), γ_{AB} est le cisaillement dans la première zone de cisaillement.

Il existe une valeur critique (β_c) pour laquelle le copeau devient segmenté. Le coefficient β a une valeur maximale (β_{max}) qui dépend du procédé, matériau et conditions de coupe. Xie et al (1996) ont trouvé que pour les types d'aciers et les conditions de coupe considérés que la valeur critique est d'environ 5 et le maximum est de 8. Pour l'alliage d'aluminium 6061-T6 il a été trouvé que (β_c) est de l'ordre de 6.2 et (β_{max}) de l'ordre de 8 (Khettabi et al 2008). Par contre, pour la fonte grise les deux valeurs sont proches car le copeau est initialement fragile (Khettabi et al 2008). La méthode de calcul du paramètre (β) a été traitée dans l'annexe B de l'article 3 (Khettabi et al 2008).

L'effet du frottement du copeau combine donc, la fragilité du copeau, la segmentation du copeau et la rugosité de la face de coupe. Ce dernier explique la taille et la distribution des aspérités qui provoquent l'arrachement des particules à l'interface outil-copeau. Cet effet peut être estimé alors par :

$$D_U \propto \frac{\beta_{max} - \beta}{\beta_c} \times R_a \times \eta_s \quad (3.9)$$

En plus de l'effet du frottement et de l'énergie, la ténacité du matériau de la pièce joue un rôle aussi important. Les matériaux ductiles produisent plus de poussières que les matériaux fragiles (B. Balout, 2002; V. Songmene, 2008, Khettabi et al 2008). L'augmentation de la vitesse de coupe est accompagnée par l'augmentation de la température dans la zone de coupe. Dans le premier temps, l'augmentation de la vitesse de coupe améliore les propriétés mécaniques du matériau mais à partir d'une certaine température (ou vitesse) critique les propriétés mécaniques chutent. Or ce phénomène n'est vrai que pour les matériaux à comportement ductile. Un matériau fragile ne peut être adouci par une augmentation de la température. Dans ce cas, il est possible d'améliorer que la limite élastique. Donc, les émissions de poussières croient continuellement avec la vitesse de coupe mais la quantité de poussières produite n'atteindra jamais les valeurs des quantités émises par les matériaux ductiles. Ce comportement est schématisé dans l'annexe III et confirmé par les résultats expérimentaux dans les annexes I et II. Toutefois, cet effet peut être formulé comme suit :

$$D_U \propto f\left(\frac{V_0}{V}\right) \quad (3.10)$$

La production de poussière est un phénomène lié à la plasticité du matériau et au mode de formation du copeau. L'augmentation de la vitesse se traduit par une augmentation de la température essentiellement dans les deux zones de cisaillement (Khettabi et al 2007, 2008). L'effet de la vitesse de coupe et donc de la température est caractérisé par la compétition de deux phénomènes : le frottement dans la zone de cisaillement (vers l'extérieur) du copeau qui produit beaucoup de poussières et la déformation très ductile, généralisée dans la masse du copeau. Le frottement ne produit des particules que lorsque les plans de glissement du

copeau subissent un grand mouvement. Le maximum de production est dû principalement d'une part à ce type de mouvement et d'autre part à la haute densité des plans de cisaillement :

- À basse vitesse de coupe, la rupture du copeau est contrôlée par sa fragilité. La fissure s'ouvre et donc il n'y a pas de contact ni frottement entre les lèvres de la fissure.
- À vitesse intermédiaire les plans de glissements se localisent, leur densité s'accroît et le frottement des lèvres augmente. Dans cette situation, la déformation plastique est limitée à un plan, localisée dans ce plan. Les vitesses de cisaillement sont donc très importantes ce qui augmente le détachement des particules.
- À très haute vitesse, la densité de segmentation est plus faible, la déformation plastique est délocalisée. La zone de cisaillement occupe un grand volume, les vitesses de déformation sont plus faibles. Par conséquent, à très haute vitesse la génération de fine particules tend à diminuer. Si les lèvres de la fissure s'ouvrent, ce qui est le cas des matériaux intrinsèquement fragiles, il n'y a pas de frottement et donc la quantité de fines particules émises est négligeable.

La modélisation doit tenir compte l'ensemble de ces phénomènes (Eq. 3.5-3.10) afin d'avoir une forme générale. Le procédé de coupe est un phénomène continu. L'énergie de coupe dépend de la vitesse de coupe. De plus, la vitesse de coupe influence significativement le comportement du matériau de la pièce et le mode de formation du copeau. La corrélation entre les différents aspects conduit à les combiner en adoptant le caractère multiplicatif afin de développer un modèle général :

$$D_u \propto \frac{\beta_{max} - \beta}{\beta_c} \times R_a \times \eta_s \cdot \left(\frac{V_0}{V} \right)^\delta \exp \left(\frac{-E_A}{\tan \phi (1 - C_h \sin \alpha) V_c \frac{F_{sh}}{bf}} \right) \quad (3.11)$$

La dépendance relation (3.11) peut être écrite comme suit :

$$D_u = A \times \frac{\beta_{max} - \beta}{\beta_c} \times R_a \times \eta_s \cdot \left(\frac{V_0}{V} \right)^\delta \exp \left(\frac{-E_A}{\tan \phi (1 - C_h \sin \alpha) V_c \frac{F_{sh}}{bf}} \right) \quad (3.12)$$

Où : ‘ A ’ est un factor de proportionnalité.

Et ‘ δ ’ est un paramètre du matériau introduit pour caractériser l’habilité d’un matériau à produire de la fine poussière métallique. Pour chaque matériau est attribué une valeur de δ . Ce paramètre est déterminé expérimentalement afin de respecter les critères (3.13).

Puisque les matériaux fragiles ne produisent presque pas de fines particule, ce modèle (3.12) est valable pour tous les types de matériaux (ductiles et fragiles) :

$$\delta \equiv \begin{cases} \delta \geq 1 \rightarrow \text{Ductile materials.} \\ 0.5 < \delta < 1 \rightarrow \text{semi-ductile materials} \\ 0 < \delta \leq 0.5 \rightarrow \text{Brittle materials} \end{cases} \quad (3.13)$$

Les paramètres comme l’angle de coupe α , l’angle de cisaillement ϕ , la vitesse de coupe V , l’avance f , la rugosité Ra , β_{max} et β_c peuvent être facilement déterminés. La force de cisaillement et la température peuvent être mesurés directement ou évalués théoriquement. Néanmoins, la mesure est très difficile dans certains procédés. Les équations constitutive de Needelman-Lemons peuvent être utilisées afin d’estimer les efforts et la température. Cependant, le développement d’un algorithme représente le comportement de certaines propriétés (Khettabi et al 2008). Zaghbani et Songmene (2008) ont proposés un modèle prédictif de la force – température pour le fraisage à grande vitesse à sec des matériaux ductiles. Ce modèle de coupe oblique est transféré à un modèle de calcul afin de déterminer les efforts de cisaillement et la température pour une coupe orthogonale (Khettabi et al 2008).

La résolution de l'algorithme (annexe III) utilise l'équation finale des émissions de poussières proposée (Eq. 3.12).

Le modèle global (eq. 3.12) peut être validé pour la géométrie de l'outil, les matériaux et les conditions de coupe. Les résultats expérimentaux (alliage d'aluminium, les aciers et la fonte grise) montrent une bonne concordance avec le modèle (Khettabi et al 2008b).

3.4 Validation du modèle

Le montage expérimental illustré (Khettabi et al 2008), a permis de faire des prélèvements de concentrations de poussières au moment des essais d'identification. Les appareils de mesure utilisés "Dust-Track, APS et SMPS" de TSI instrument, permettent de faire une lecture directe des concentrations; Alors que les autres données (température, vitesse de déformation ...) sont important dans l'analyse. Ces paramètres vont être exploités dans l'analyse et la modélisation par la suite.

Généralement, le modèle donne de très bons résultats par rapport à l'expérience. Dans certains cas, il existe des légères différences entre le modèle théorique et les données expérimentales. Ceci est dû soit à la précision de mesure ou à la formation de l'arrête rapportée durant le processus de coupe. Il y a deux facteurs importants qui peuvent influencer le processus d'analyse : le premier est la non dépendance des propriétés des matériaux de la température (conductivité thermique, densité, l'énergie de détachement...). Le second facteur est l'utilisation des valeurs moyennes pour estimer les contraintes, cisaillement, taux de cisaillement et température. Il a été montré que les valeurs moyennes de la contrainte, le cisaillement, le taux de cisaillement et la température ne sont pas très sensibles aux conditions de coupe (Tounsi N., 2005).

L'algorithme proposé (annexe III) est programmé et puis simulé selon les conditions utilisées lors du tournage à sec des alliages d'aluminium 6061-T6, les aciers AISI 1018 et 4140 et la

fonte grise. La vitesse de coupe est variée de 10m/min à 300m/min. Des outils en carbure avec des géométries variables sont utilisés (angle de coupe : -7° , 0° et 7°). Les paramètres des équations constitutives des matériaux utilisés ont été obtenus de la littérature. Les résultats de simulations ont été comparés avec les résultats expérimentaux et montre un bon accord (annexe III).

3.4.1 Effet de la vitesse de coupe

Les résultats présentés en annexe III (figure 9-11 article 3) présentent les émissions de poussières en fonction des vitesses de coupe pour les différents matériaux. Les résultats expérimentaux présentent un bon accord avec le modèle théorique parce qu'il tient en compte conditions de coupe et propriétés du matériau de la pièce. L'existence de trois plages de vitesses, dont les émissions de poussières varient différemment, confirme les interprétations données au paragraphe 3.3.3.

3.4.2 Effet combiné de la vitesse de coupe et l'angle de coupe

Les résultats présentés en annexe III (figure 12-14 article 3) présentent les simulations des émissions de poussières en fonction de l'angle de coupe et de la vitesse de coupe pour les alliages d'aluminium 6061-T6 et les aciers AISI 1018 et 4140. Ces résultats présentent de bonnes concordances avec les données expérimentales et le modèle de validation (figure 22-31 annexe II et figure 5-8 annexe III). Même les émissions des nanoparticules lors de l'usinage confirment l'effet de l'angle de coupe (figure 29-31 annexe II). Quand l'angle de coupe croît les émissions de fines et ultrafines particules augmentent.

3.4.3 Effet combiné de l'avance et de la vitesse de coupe

Les résultats présentés en annexe III (figure 15-17 article 3) présentent la simulation des émissions de poussières comme fonction de l'avance et la vitesse de coupe pour les alliages d'aluminium 6061-T6 et les aciers AISI 1018 et 4140. Généralement, quand l'avance augmente le copeau devient de plus en plus segmenté en le fragilisant et par conséquent, les émissions de poussières décroît.

3.5 Discussion

Selon le modèle empirique (Khettabi et al, 2007) $P = \frac{A_1}{V_C^n \exp(A_2 / V_C)}$ avec A_1 et A_2

dépendent des paramètres de coupe et du matériau de la pièce. L'exposant n dépend plus du matériau. La forme du copeau témoigne que les propriétés physiques (mécaniques) de la pièce changent en fonction de la vitesse de coupe. On peut interpréter l'effet de la vitesse de coupe sur les émissions de poussière et le comportement du matériau par la chaleur spécifique du matériau. Plus la chaleur spécifique C est élevée, plus il est difficile de chauffer le matériau. Donc si C est grande, la vitesse maximale (pour atteindre l'effet de ramollissement thermique) doit être aussi grande. Dans ces conditions, on peut poser que : $V_{Cmax}/C = Cte$. Cette constante doit être la même pour tous les métaux, mais change d'un procédé à l'autre. V_{Cmax} correspond à une production maximale de poussières.

Puisque l'usinabilité dépend de la microstructure du matériau, la génération de poussières qui dépend des paramètres et conditions de coupe doit dépendre aussi de la microstructure. L'étude montre qu'il y a une certaine corrélation entre la morphologie du copeau, la vitesse de coupe, l'avance et les émissions de poussières. Le copeau continu produit plus de fines et ultrafines particules que le copeau segmenté. Ceci signifie que les émissions de poussières dépendent du mode de déformation du copeau. Un copeau qui se forme par une rupture fragile produit donc moins de poussières. La densité de segmentation décroît après une certaine valeur de la vitesse de coupe dépendamment de la géométrie de l'outil (Khettabi et al. 2008). Cependant, un angle de coupe négatif produit un copeau fragile et segmenté qu'un angle de coupe positif (Khettabi et al. 2008). Toutefois, la diminution de l'angle de coupe

augmente la fragilité du copeau en usinage. Pour l'usinage avec des outils d'angle de coupe positif, la déformation est moins élevée qu'avec un angle de coupe négatif mais la longueur de contact est plus importante et le copeau est plus long et continu. Toutes ces raisons font que les émissions de poussières en usinage augmentent quand l'angle de coupe croît (Khettabi et al. 2008).

L'analyse de distribution par taille présente le même comportement concernant l'effet de l'angle de coupe, la vitesse de coupe et le matériau. Pour les nanoparticules et pour les différentes concentrations, l'angle positif produit plus de poussières nanométriques que l'angle négatif dans les mêmes conditions.

CONCLUSION GÉNÉRALE

L'usinage à sec représente un procédé écologique et moins dangereux, mais dans certaines conditions il peut produire des quantités importantes de micro et nano particules. Il est donc important de déterminer et prédire les émissions de poussières afin de les minimiser. Du point de vue expérimental, toutes les études montrent que les paramètres et conditions de coupe influencent significativement la production de poussières. L'étude théorique ainsi que les résultats expérimentaux démontrent que les émissions de fines et ultrafines particules en usinage sont affectées par la géométrie de l'outil et son état de surface, du matériau de la pièce, des conditions de coupe et du procédé de coupe :

Géométrie de l'outil

- L'angle de coupe qui influence les efforts de coupe, l'écoulement du copeau et le mode de cisaillement du copeau, influence aussi les émissions de fines et ultrafines particules. Un angle de coupe de -70° produit moins de particules microniques et nanométriques qu'un angle de $+70^\circ$. Par conséquent, la densité de segmentation est plus importante pour un angle positif qu'un angle négatif. Ceci a été observé pour les particules microniques et nanométriques.
- L'angle de direction affect géométriquement la largeur du copeau généré. Quand la largeur du copeau augmente, la surface du copeau émettrice de particules augmente à son tour et par conséquent les émissions augmentent. Il a été trouvé qu'un angle de direction de 90° donne moins de poussières qu'un angle différent de plus ou moins 90° . la différence est significative quand on s'éloigne trop de l'angle droit.

Matériau

- Un matériau fragile produit toujours moins de poussières fines et ultrafines qu'un matériau ductile de même famille. Le comportement d'un matériau fragile lors de l'usinage est différent d'un matériau ductile. L'augmentation de la vitesse de coupe ou de la température ne fait qu'améliorer les propriétés mécaniques dans le cas du matériau

fragile. Alors qu'un matériau ductile perd dans ces propriétés mécaniques après une certaine température ou vitesse. L'énergie de faute d'empilement est un des paramètres importants qui caractérise plus les métaux ductiles (matériaux cristallins). Lors de la déformation, les mécanismes d'interaction entre dislocation et joint de grain doivent dépendre étroitement de l'énergie de faute d'empilement. Quand cette dernière est faible la taille des grains après déformation est petite et par conséquent, les particules produites lors de l'usinage seront plus petites qu'un matériau à énergie de faute d'empilement plus importante.

Conditions de coupe

- La vitesse de coupe a une influence significative sur la densité de segmentation du copeau, sur la largeur des microbandes de cisaillement du copeau. Cette influence sur le mode de formation du copeau est accompagnée par un effet sur les émissions de poussières. Trois plages de vitesse de coupe ont été identifiées qui caractérisent la génération de poussières en usinage. La troisième plage montre une diminution des émissions après une certaine vitesse qui correspond aux pertes dans les propriétés mécaniques du matériau. Cette plage caractérise uniquement les matériaux ductiles. Il est donc bénéfique d'usiner à très haute vitesse afin de respecter trois points important : santé, environnement et productivité. Le fini de surface, les vibrations et les faibles efforts de coupe favorisent aussi l'usinage à très haute vitesse.

Du point de vue de la mesure et de l'analyse, un indice de génération de poussières a été défini comme étant le rapport de la masse de poussière produit sur la quantité de matière enlevée.

La complexité du phénomène de coupe due à l'influence des mécanismes multiples rend la modélisation et la quantification plus difficiles. L'interprétation du comportement du détachement de fines particules en usinage combine :

- l'approche énergétique;
- l'effet de macro et micro friction;
- le cisaillement dans la zone primaire et secondaire.

Un modèle prédictif basé sur l'approche énergétique a été proposé. Il tient compte des efforts de coupe, conditions de coupe et des propriétés des matériaux coupés. Le modèle développé montre une bonne concordance avec les résultats expérimentaux.

Nous recommandons de valider ce modèle sur la coupe oblique (tournage, perçage et fraisage) qui est celle utilisée en industrie.

Il reste que la prédiction des émissions de particules fines et ultrafines selon la taille un problème de recherche qui mérite un grand développement. L'énergie de faute d'empilement est sans doute un paramètre important qu'il faut exploiter dans ce développement.

LISTE DE RÉFÉRENCES

- Akarca, Altenhof, S. S. W. Alpas, J., A.T., 2005. *Characterization and modeling of subsurface damage in a 356 aluminum alloy subjected to multiple asperity sliding contacts*, Minerals, Metals and Materials Society, Warrendale, PA 15086, United States, 107-120 p.
- Anselmo Eduardo Diniz, Adilson Jose., de Oliveira, 2004. *Optimizing the use of dry cutting in rough turning steel operations*, International Journal of Machine Tools & Manufacture V44, 1061–1067 p.
- Anthony J. Perry, James R. Treglio, Deepak G. Bhat, S. Prasad Boppana, Theo Z. Kattamis, Kevin Schlichting, Geoff Dearnaley and Daniel E. Geist., 1994. *Effect of ion implantation on the residual stress, tribological and machining behavior of CVD and PVD TiN coated cemented carbide cutting tool inserts*. Surface&Coatings Technology, V68-69, December 1994, 294-300 p.
- Anthony J. Perry and James R. Treglio, James P. Schaffer, Jean Brunner, Vaclav Valvoda and David Rafaja., 1994. Non-destructive study of the ion-implantation affected zone (the long-range effect) in titanium nitride., Surface and Coatings Technology, Volume 66, Issues 1-3, August 1994, 377-383p.
- Anthony J Perry, Rafael R Manory, Roman Nowak and David Rafaja., 1998. Posttreatment of titanium nitride by ion implantation., Vacuum, V49, Issue 2, February 1998, 89-95 p.
- Anthony J. Perry., 1998. Microstructural changes in ion implanted titanium nitride, Materials Science and Engineering A, V253, Issues 1-2, 30 September 1998, 310-318 p.
- Aronson, R. B, January 1999. Why dry machining. Manufacturing Engineering. 33-36 p.
- Arumugam, P. U., Malshe, A. P., and Batzer, S. A., 2006. Dry machining of aluminium-silicon alloy using polished CVD diamond-coated cutting tools inserts. Surface and Coatings Technology, 200(11), 3399-3403 p.
- Arumugam, P. U., Malshe, A. P., and Batzer, S. A., Bhat, D. G., 2002. Study of airborne dust emission and process performance during dry machining of aluminum-silicon alloy with PCD and CVD diamond coated tools NAMRC, May 21-24 2002 West Lafayette, ID. Society of Manufacturing Engineers. MR02-153, 1-8 p.
- Astakhov. V. P., M. O. M. Osman., M. T. Hayajneh., 2001. Re-evaluation of the basic mechanics of orthogonal metal cutting: velocity diagram, virtual work equation and upper-bound theorem, Inter. Journal of Machine tools & Manufacture V41, 393-418 p.
- ✓ Atmadi, A., D. A. Stephenson, et al. 2001. Cutting fluid aerosol from splash in turning: Analysis for environmentally conscious machining. International Journal of Advanced Manufacturing Technology 17(4): 238-243 p.

- Balout, B., Songmene, V., Masounave, J., 2002. Usinabilité des alliages de magnésium et d'aluminium Partie I: Forces de coupe. proc. of the international symposium on enabling technologies for light metal and composite materials and their end-products, 41th conf. of metallurgists of CIM, 223-242 p.
- Balout, B., Songmene, V., Masounave, J., 2007. An experimental study of dust generation during dry drilling of pre-cooled and pre-heated workpiece material. Journal of Manufacturing Processes. V9 (1), 23-34 p.
- Balout, B., Songmene, V. and Masounave, J, 2003. Dust formation during the high-speed machining of light alloys and brass, Proceeding of the 43rd conference of metallurgist, COM2003, Vancouver, BC, Canada, August 24-27 p.
- Becze, C.E. and M.A. Elbestawi, 2002. A chip formation based analytic force model for oblique cutting. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 42(4): 529-538 p.
- Béjar, M. A and N. Vranjican., 1992. On the life of an ion-nitrided HSS cutting tool. Journal of Materials Processing Technology, V35. 113-119 p.
- Bell, D. D., J. Chou, et al. 1999. Modeling of the environmental effect of cutting fluid. Tribology Transactions 42(1): 168-173 p.
- Boothroyd G., Knight, 2006. Fundamentals of Machining and Machine Tools, 3rd edition, Taylor & Francis, London. New York,
- Braga, D. U., Diniz, A.E., Miranda, G. W. A., Coppini, N. L., 2002. Using a minimum Quantity of Lubricant (MQL) and a Diamond Coated Tool in the Drilling of Al/Si Alloys. Journal of Materials Pro-cessing Technology, 122/1 :127-138 p.
- Burns, T. J., Davies, M. A., 2002. On repeated adiabatic shear band formation during high-speed machining. International Journal of Plasticity 18487-506 p.
- Byrne, G. et al., 2003. Advancing Cutting Technology. Annals of the CIRP vol. 52(2). 483-507 p.
- Chen, Danian., Sarumi, M., Al-Hassani, S. T. S., 1998. Computational mean particle erosion model. Wear. V 214. 64-73 p.
- Chen, Z., Atmadi, A., et al., 2000. Analysis of cutting fluid aerosol generation for environmentally responsible machining. CIRP Annals - Manufacturing Technology V49(1): 53-56 p.
- Chen, Z., Liang, S. Y., et al., 2002. Predictive modeling of cutting fluid aerosol generation in cylindrical grinding. NAMRC XXX, May 21-24 2002, West Lafayette, ID, Society of Manufacturing Engineers.
- Chen, Z., Wong, K., et al., 1999. Cutting fluid aerosol generation due to spin-off in turning operation: Analysis for environmentally conscious machining. Manufacturing Science

and Engineering - 1999 (The ASME International Mechanical Engineering Congress and Exhibition), Nov 14-Nov 19 1999

- Chung-Shin Chang, Gwo-Chung Tsai. 2003. A force model of turning stainless steel with worn tools having nose radius. *Journal of Materials Processing Technology*. V142. 112–130 p.
- Cordebois J. P. et al, 2003. *Fabrication par usinage*”, Édition DUNOD, Paris, 2003. 185-187 p.
- Cook, N.H. 1953. Chip formation in machining titanium. In: *Proceedings of the Symposium on Machine Grind. Titanium*, Watertown Arsenal, MA. 1-7 p.
- Dahlman, P., Gunnberg, F., Jacobson, M., 2004. The influence of rake angle, cutting feed and cutting depth on residual stresses in hard turning. *Materials Processing Technology*, 147. 181-184 p.
- Daniel, Cecil M.; Olson, Walter W.; Sutherland, John W., 1997. Research advances in dry and semi-dry machining., (1997) SAE Special Publications., V1263., 17-26 p.
- ✓ Dhar, N. R., M. W. Islam, et al. 2006. The influence of minimum quantity of lubrication (MQL) on cutting temperature, chip and dimensional accuracy in turning AISI-1040 steel. *Journal of Materials Processing Technology* 171(1): 93-99 p.
- Dhar, N. R., M. Kamruzzaman, et al. 2006. Effect of minimum quantity lubrication (MQL) on tool wear and surface roughness in turning AISI-4340 steel. *Journal of Materials Processing Technology* 172(2): 299-304 p.
- Dolinsek, S.; S. Ekinovi, J. Kopa, 2004. A contribution to the understanding of chip formation mechanism in high-speed cutting of hardened steel. *Journal of Materials Processing Technology* 157–158. 485–490 p.
- Du, F., R. Lovell, T.W. Wu, 2001. Boundary element method analysis of temperature fields in coated cutting tools. *Int. J. Solids Struct.* V38. 4557– 4570 p.
- Dudzinski, D., Devillez, A., Moufki, A., Larrouquere, D., Zerrouki, V., Vigneau, J., 2004. A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. V 44. 439-56 p.
- Fang, N., 2005. Tool-chip friction in machining with a large negative rake angle tool. *Wear*. V 258, 890-897 p.
- Fujita, S. et al, 2007. Stacking fault energy of Cu-Ga alloys from first principles. *Materials Science Forum*, Trans Tech Publications Ltd, Stafa-Zuerich, CH-8712, Switzerland. V 561-565, 1915-1918 p.
- Gilormini. P, Felder. E. 1985. Modélisation thermomécanique de la formation du copeau en usinage à grande vitesse’. *Bulletin du Cercle des Métaux*, Tome 15, n : 9 mars 1985.

- Grzesik, W., 2001. An investigation of the thermal effects in orthogonal cutting associated with multilayer coatings, *Ann. CIRP* 50 (1), 53– 56 p.
- Günay, M., Alsan, E., Korkut, I., Seker, U., 2004. Investigation of the effect of rake angle on main cutting force. *Machine Tools & Manufacture*, 44, 953-959 p.
- Hadianfard, M.J., Healy, J.C. and Mai, Y.-W., 1993. Fracture toughness of discontinuously reinforced aluminum 6061 matrix composites. *J. Mater. Sci.* V 28, 6217–6221 p.
- Hands, D., et al. 1996. Comparison of Metalworking fluid mist exposure from machining with different levels of machine enclosure, *American industrial Hygiene Association Journal*, 57/12:1173-1178 p.
- HORKOS CORP, 4th Annual NCMS Fall Workshop Series, Oct. 2000
- Hua, J, R. Shivpuri, 2002. Influence of crack mechanics on the chip segmentation in the machining of titanium alloys, in: *Proceedings of the Ninth ISPE International Conference on Concurrent Engineering*, Cranfield, UK, 27–31 July 2002.
- ✓ Huang, L., Chen, J.C., Chang, T., 1999. Effect of tool-chip contact length on Orthogonal turning Performance, *Industrial Technology*, 1999, 15 (2).
- ~ Kelly, J. T., Bahman Asgharian, Kimbell, J. S. and Wong, B. A., 2004. Particle deposition in human Nasal Airway Replicas Manufactured by Different Methods. Part II: ultrafine Particles. *Aerosol science and technology* 38: 1072-1079 p.
- ↓ Klocke, F., Eisenblaetter, G., 1997, Dry Cutting, *Annals of CIRP Manufacturing Technology*, V46/2, 519-526 p.
- Khettabi, R., Songmene, V. and Masounave, J., 2007. Effect of tool lead angle and chip formation mode on dust emission in dry cutting. *Journal of Materials Processing Technology* 194(1-3): 100-109 p.
- Khettabi, R., Songmene, V. and Masounave, J., 2008. Effects of speeds, materials and tool rake angle on dust emission during dry cutting. *Journal of Materials Engineering and Performance*, ASM International, submitted Jun 2008
- Khettabi, R., Songmene, V. Zaghbani, I. and Masounave, J., 2008. Modeling Of Fine And Ultrafine Particle Emission During Orthogonal Cutting. *Journal of Materials Engineering and Performance*, ASM International, submitted Jul. 2008.
- Ko, P. L., Iyer, S. S, Vaughan, H., Gadala, M., 2001. Finite element modelling of crack growth and wear particle formation in sliding contact. *Wear*, V 250-251, 1265-1278 p.
- Kojima, H., PhD. Thesis, University of Tokyo, 2002
- Kopac. J., 1998. Influence of cutting material and coating on tool quality and tool life, *Journal of Materials Processing Technology* 78 (1998) 95–103 p.

Lashkhi, V.L.; Zakharova, N.N. 1992. Ecological aspects of lubricating oil application, *Khimiya i Tekhnologiya Topliv i Masel*, n 1, 37-42 p.

Le Calvez C, 1995. Étude des aspects thermiques et métallurgiques de la coupe orthogonale d'un acier au carbone. Thèse de doctorat de l'ENSAM Paris.

Lee, D. M., Lee, J. S., Lee, C. H., 1995. Microstructure and mechanical properties of extruded machined chips for AZ91D Mg Alloy. *Journal of Japan Institute of Light Metals*, V. 45, July 95, 391-396 p.

Li, J. C. et al., 1999. Effect of alloying elements on stacking fault energy of iron-base shape memory alloys. *Journal of Materials Science Letters*, V 18, 1669-1670 p.

Mabuchi et al, Mechanical properties of AZ91 Mg Alloy processed from its machined chips, *Journal of Japan Society of Powder and Powder Metallurgy*, V. 40, (1993), 397-400 p.

✓ Machado et al., 1997. The effect of Extermely Low Lubricant Volumes in Machining, *Wear*, 210/ 76-82 p.

Mackerer, C. R., 1989. Health Effects of Oil Mists: A Brief Review, *Toxicology & Industrial Health*, V5,429-440 p.

Maillet, D, S. Andre, J.C. Batsale, A. Degiovanni, C. Moyne, 2000. Thermal Quadrupoles – Solving the Heat Equation Through Integral Transforms, J. Wiley Ed, Chichester, 129–132 p.

Makiyama, T., 2002. Developments in machine tools for MQL cutting. *Toraibarojisuto/Journal of Japanese Society of Tribologists* V47(7), 533 p.

Makiyama, T. and Yamane, Y., 2004. Drilling with MQL process. *Progress of Machining Technology - Proceedings of the Seventh International Conference on Progress Machining Technology*, ICPMT'2004, Dec 8-11 2004, Suzhou, China, Aviation Industry Press, Anwai, Beijing, 100029, China.

Marek. Balazinski, 2007. Notre de cours MEC 4530, Ch 3.

Masounave, J., Jallais, Y., and Welter, J-M., 2007. Effect of temperature on the drilling of brass and aluminum. *Journal Matériaux & Techniques*. Vol. 95, 331-342 p.

McCabe, J. and Ostraff, M. A., 2001. Performance experience with near-dry machining of aluminium. *Lubrication Engineering* 57(12): 22-27 p.

Milovanov, A.A. & Lejbzon, L.M. 2000. Hydraulic press with 10,000 kN force for semi-dry pressing of refractory products, *Ogneupory.*, 46-48 p.

Mitsuo, A. et al. 2001. Structural characteristics of Mg-Ni alloy films prepared by ion beam sputtering. *Proceedings of powder metallurgy world congress*, 1(2001) 23-36 p.

- Moufki, A. et al. 2004. Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental Validation, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* V44, 971–989 p.
- Nakanishi, et al., 1998. Tensile Properties of the ZK60 Mg alloy produced by hot extrusion of machined chips, *Journal of Materials Science Letters*, V17, n. 23, 2003-2005 p.
- Njoya, R., Khettabi, R, Songmene, V and Masounave, J., 2006. Influence des matériaux et des procédés d'usinage sur les émissions de poussières fines, 45th Annual Conf. of metallurgist of CIM, Montreal. 747-766 p.
- Ohbuchi Y., Obikawa, T., 2003. Finite Element Modelling of Chip Formation in the Domain of Negative Rake Angle Cutting, *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME*, V125, 324-332 p.
- Orowan. E. (1934). *Zeit. Phys.* 89, 605, 614, 634 p.
- Orowan. E. (1935). *Zeit. Phys.* 98, 382 p.
- Peter Atkins, Julio de Paula, 2006. *Physical Chemistry*, W. H. Freeman and Company, New York, 8Th edition, 2006.
- Peters, Thomas M., Ott, Darrin., O'Shaughnessy, Patrick T., 2006. Comparison of the Grimm 1.108 and 1.109 portable aerosol spectrometer to the TSI 3321 aerodynamic particle sizer for dry particles. *Annals of Occupational Hygiene*. V50, 843-850 p.
- Rabinowicz, E., 1987. Penetration hardness and toughness indicators of wear resistance. *Mechanical Engineering Publ Ltd, Bury St. Edmunds, Engl.* 197-203 p.
- Rabinowicz, E., 1985. *Shape Of Adhesive Wear Particles*. ASME, New York, NY, USA. 1377-86 p.
- Rech, J, M.A. Djouadi, Wear resistance of coatings in high speed gear hobbing, *Wear* 250 (2001) 45– 53 p.
- Rech, J., A. Kusiak and J. L. Battaglia., Tribological and thermal functions of cutting tool coatings., *Surface and Coatings Technology*, Volume 186, Issue 3, 1 September 2004, 364-371 p.
- Reist P. C., 1993. *Aerosol Science and Technology*, 2nd edition, Mc Graw-Hill inc, New-york. ISBN 0-07-051882-3
- Robino, C. V and O.T. Inal., 1983. Ion-nitriding behaviour of several low alloy steels, *Mater. Sci. Eng.*, V59, 79-90 p.
- Rossmoore, H. W. and Rossmoore, L. A., 1991. Effect of microbial growth products on biocide activity in metalworking fluids. *Symposium on Extra cellular Microbial Products in Bio-deterioration*, Apr 9-10 1990 *International Bio-deterioration* 27(2): 145-156 p.

- Saglam H., Yaldiz, S., Unsacar, F., 2007. The effect of tool geometry and cutting speed on main cutting force and tool tip temperature, *Materials and Design*, V28, 101-111 p.
- Saglam H., Yaldiz, S., Unsacar, F., 2006. Investigation of the effect of rake angle and approaching angle on main cutting force and tool tip temperature, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, V46, 132-141 p.
- Sandstrom, D.R.; J.N. Hodowany, 1998. Modeling the physics of metal cutting in high-speed machining, *Mach. Sci. Technol.* V2 (2), 343–353 p.
- SANDVIK Coromant, 1994. *Modern Metal Cutting, A practical Handbook*, (1994) chapitre I.
- Sekihara. M, et al., 1996. Mechanical alloying process of Nb-AL mixed powders of Nb/ 3Al, 2Nb / Al and 3Nb / Al composition. *Japanese Journal of the Japan Institute of Metals*. (1996) 60(9):878-883 p.
- ✓ Shaw, M.C. *Metal Cutting Principles*, second edition, Oxford, New York, 2005, chap 9 (pp183)
- Singh, D., Rao, P.V., 2001. A Surface roughness prediction model for hard turning process, *Advanced Manufacturing Technology* 23, 1115-1124 p.
- Sondossi, M., Rossmore, H. W. et al., 2001. Relative formaldehyde resistance among bacterial survivors of biocide-treated metalworking fluid. *International Bio-deterioration and Biodegradation* 48(1-4): 286-300 p.
- Songmene, V.; Balazinski, M. 2000. Machinability of graphitic metal matrix composites as a function of reinforcing particles.
- Songmene, V., Balout, B., Masounave, J., 2008. Clean machining: Experimental investigation on dust formation Part I: Influence of machining parameters and chip formation. *International journal of environmentally conscious design & manufacturing (ECDM)* V14, 1-16 p.
- Songmene, V., Balout, B., Masounave, J., 2008. Clean machining: Experimental investigation on dust formation Part II: Influence of machining strategies and drill condition. *Int. J. of Environ. Conscious Design & Manufacturing (ECDM)* V14, 17-33 p.
- Spalvins, T. Tribological and Microstructural characteristics of ion-nitrided steels, *Thin Solid Films*, 108 (1983) 157-163 p.
- Steven, J. Page and John A. Organiscak, 2004. Semi-Empirical model for predicting surface coal mine drill respirable dust emission. *Int. J. of surface mining, Reclamation and Environment*. V18(1), 42-59 p.
- Suda, S., 2002. Developments in cutting fluids for MQL cutting. *Toraibarojisuto/Journal of Japanese Society of Tribologists*, V 47(7): 550 p.

- Suda, S.; Yokota, H.; Inasaki, I.; Wakabayashi, T. 2002. A synthetic ester as an optimal cutting fluid for minimal quantity lubrication machining., CIRP. V51(1) 95-98 p.
- Sutherland, J. W., Kulur, V. N. et al., 2000. Experimental investigation of air quality in wet and dry turning. CIRP Annals - Manufacturing Technology 49(1): 61-64 p.
- Tatsuhiko Aizawa *, Thananan Akhadejdamrong , Atsushi Mitsuo, Selflubrication of nitride ceramic coating by the chlorine ion Implantation, Surface and Coatings Technology 177 -178 (2004) 573-581 p.
- Tounsi, N., 2005. Analytical and numerical investigation of the strain rate field in the secondary shear zone. In 2005 ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, Orlando, Florida, USA
- Touret. R., 1958. Performance of Metal-Cutting Tools, Butter works publication limited, Great Britain.
- Trent, E.M., 1991. Metal Cutting, 3rd ed., Butterworth-Heinemann Ltd., Oxford, UK, 1991.
- Um, J. Y., Chow, L. C., Jawahir, I. S., 1995, Experimental Investigation of the application of the Spray cooling method in stainless steel machining, American Society of Mechanical Engineers, Manufacturing Eng Division, MED, Manufacturing Science and Engineering, 2/1/165-178 p.
- Wakabayashi, T., Inasaki, I. et al. 2006. Tribological action and optimal performance: Research activities regarding MQL machining fluids. Machining Science & Technology V10(1), 59-85 p.
- Wakabaysaki et al., 1998. Turning Using Extremely Small Amount of Cutting Fluids, JSME, International Journal, Series C, 41/1/143-148 p.
- Weinert, K., 1994. Relation between process energy and tool wear when turning hard facing alloys. CIRP Annals - Manufacturing Technology V43(n 1), 97-100 p.
- Weinert, K. I., Sutherland, J.W., Wakabayashi, T., 2004. Dry machining and minimum quantity lubrication. CIRP Annals - Manufacturing Technology V53(n 2), 511-537 p.
- Xie, J.Q., Bayoumi, A.E. and Zbib, H.M., 1996. Study on shear banding in chip formation of orthogonal machining. International Journal of Machine Tools&Manufacture, V36(7),835-847 p.
- Y.C. Yen, A. Jain, P. Chigurupati, W.T. Wu, T. Altan, 2003. Computer simulation of orthogonal cutting using a tool with multiple coatings, 6th CIRP Workshop on modelling of machining, Hamilton, 19-20 May 2003.
- Yang, X. and C.R. Liu, 2002. A new stress-based model of friction behavior in machining and its significant impact on residual stresses computed by finite element method. International Journal of Mechanical Sciences, V44(4), 703-723 p.

- Yue, Y., Gunter, K. L. et al., 2000. Cutting fluid mist formation in turning via atomization part 1: Model development. American Society of Mechanical Engineers, Manufacturing Engineering Division, MED V11, 843-850 p.
- Yue, Y., Gunter, K. L. et al., 2000. Cutting fluid mist formation in turning via atomization part 2: Experimental validation. American Society of Mechanical Engineers, Manufacturing Engineering Division, MED V11, 851-858 p.
- Yue, Y., Sun, J. et al., 2004. Character and behaviour of mist generated by application of cutting fluid to a rotating cylindrical work piece, part 1: Model development. Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME V126(3), 417-425 p.
- Zaghibani, I. and Songmene, V., 2008. A force- temperature model including a constitutive equation for dry and high speed milling of Aluminum alloys. Journal of Material processing technology, DOI:10.1016/j.jmatprotec.2008.05.050.
- Zaghibani, I., Songmene, V. and Khettabi, R., 2008. Fine and Ultra Fine Particle Characterisation and Modeling In High Speed Milling of 6061-T6 Aluminium Alloy, Journal of Materials Engineering and Performance, ASM International, DOI: 10.1007/s11665-008-9265-x.
- Zhao, Y. H. et al., 2007. Influence of stacking fault energy on the minimum grain size achieved in severe plastic deformation. Materials Science and Eng. A. V463, 22-26 p.
- Zhang, Zhenfang., Zhang, Liangchi., Mai, Yiu-Wing., 1994. Modelling friction and wear of scratching ceramic particle-reinforced metal composites. Wear. V 176, 231-237 p.
- Zhang, Z; A.T. Alpas., 2002. Quantitative evaluation of plastic strain gradients generated during orthogonal cutting of an aluminium alloy, Materials Science and Engineering A332, 249-254 p.
- Zipf, J.R.K., Bieniawski, Z.T., 1989. A fundamental study of respirable dust generation in coal. Min. Sci. Technol. 9 (1), 87-99 p.

ANNEXE I

ARTICLE 1: EFFECT OF TOOL LEAD ANGLE AND CHIP FORMATION MODE ON DUST EMISSION IN DRY CUTTING

Journal of Materials Processing Technology 194 (2007) 100–109

R. Khettabi, V. Songmene□, J. Masounave

École de technologie supérieure (E' TS), Department of Mechanical Engineering, 1100 Notre-Dame Street West, Montreal Quebec H3C 1K3, Canada

Received 7 December 2006; received in revised form 4 April 2007; accepted 5 April 2007

Abstract

Dry machining and high speed machining are increasingly attempted because of their impact on manufacturing cost. However, these processes generate dust that can be harmful. Environmental regulations require that manufacturers reduce manufacturing hazards; hence the need to develop environmentally conscious processes and cutting strategies that will help them to achieve that goal. This work investigates the turning of the 6061-T6 aluminium alloy, and 1018 and 4140 steels, using carbide cutting tools. The cutting tool geometry and the cutting speed are varied and their effect on dust formation and chip formation studied. The size of the dust particle investigated is 2.5_μm and under (PM2.5). A new dust unit, which can be used as an ecological factor, is introduced to compare the dust emissivity of the tested materials. This dust unit is then related to the cutting conditions, and experimental models are developed. A correlation is established between the chip formation, the tool lead angle, the cutting speed, and the dust emission, in order to determine the conditions required for minimal dust emission.

© 2007 Elsevier B.V. All rights reserved.

Keywords: Dry turning; Dust formation; PM2.5; Tool geometry

1. Introduction

Clean machining is becoming one of the important issues at stake in future manufacturing. This technology has become attractive because of the serious problems associated with traditional machining: health and environmental issues and wear of the elements of the machine-tool. Most of these problems are caused by metallic particles generated during cutting and by cutting fluids (splash, evaporation and bacterial contamination) (Bell, et al, 1999). To decrease the negative environmental impact of the cutting fluid, lubricants were improved either by introducing biodegradable fluids or by reducing the quantity of the biodegradable fluid used (Lashkhi et al. 1992). In spite of that reduction, the remaining biodegradable fluids can also be a highly subject to bacterial contamination, which is the most severe and difficult to correct type of contamination.

The complete removal of the lubricant in order to protect operators' health and the industrial environment while minimizing recycling and machining costs was also proposed (Weinert et al. 2004, F. Klocke et al. 1997). These propositions have led to new machining techniques such as dry machining (F. Klocke et al. 1997, Oliveira et al. 2004, Aronson et al. 1995, R.Y. Chiou, et al. 2004, K. Enke, 1998, A. Georgiadis et al. 2005, R. Heiler 2005, A.P. Malshe et al. 2006, P.S. Sreejith, et al 2000) and semi-dry machining (T.Wakabayashi, et al. 2003, Weinert et al. 2004), also called *nearly dry machining or minimal quantity of lubricant (MQL) machining* (Weinert et al. 2004, S. Woods, 2006, H. Yoshimura, et al., 2006, P.C.Wanigarathne et al. 2003, L.R. Silva, et al. 2005, J. Mortimer et al. 2005, S. Min, et al. 2005). In studying clean machining, most authors focus on the cutting fluid (F. Klocke et al. 1997, R.B. Aronson 1995, P.S. Sreejith et al. 2000, J.W. Sutherland et al. 2000, H.J. Heine 1997, M. Stover 2005), and insufficient attention has generally been devoted to dust emission topic (P.U. Arumugam, et al. 2002, R. Khettabi et al 2006, V. Songmene et al 2008, Zipf et al. 1989, W. König et al. 1993, H.K.Tönshoff et al. 1997, M.D. Hoover et al 1990). It was shown by Tönshoff et al. (1997) that during grinding, most of the metallic dust generated is breathable (dangerous for worker health), and that without a dust suction system, the level of dust particle concentration in the air is higher than the threshold fixed set US regulations

(Tönshoff et al. 1997). In their study of the release of aerosols during the sawing and milling of beryllium metal and alloys, Hoover et al. (1990) found that brittle materials (such as beryllium metals) produce larger size dust (diameter greater than 25 μ m) than ductile materials (Be-copper and Be-nickel alloys). Airborne particles from machining remain suspended in the environment long enough to be inhaled by workers (König et al. 1993). This dust can be very harmful, especially when the size of the particles generated is too small, as this leads to the following situations (i) particle reactivity is inversely proportional to the size (instantaneous oxidation); (ii) removal and filtration difficulties (M.M.K.a.S.H. Wang 1990, B.X. Lingzhong et al. 2004). Exposure to metallic dust causes mild to serious diseases (H.J. Heine, 1997; Y. Kusaka, et al 1986; McClellan et al., 1997), and so the conditions under which fine particles are generated must be determined in order to limit their production. Few authors have studied dust emission as a function of the manufacturing processes. Zipf and Bieniawski (1997) proposed a model of fine dust emission during the machining of coal, but without a mathematical formalism or an interpretation of the dust emission phenomenon. Works by Balout et al. (2008, 2002) showed that during machining, ductile materials produce more dust than do brittle materials. These authors (Songmene et al. 2008, Balout et al. 2002) found a correlation between chip formation and dust formation. The formation of a discontinuous chip being accompanied by a weak emission of dust as compared to the dust obtained when a long chip is formed. However, it is known that the type of chip formed during machining depends not only on machined materials, but also on tool geometry and on cutting conditions. We intend to extend their work to cover the turning process. In the present work, we study the influences of tool geometry, materials and cutting conditions on the generation of fine dust particles (PM 2.5). To achieve this, turning tests were carried out on aluminium and steel materials using tools of various lead angles and at various cutting speeds. The influence of these conditions and of the materials on dust emission and chip formation were studied.

2. Experimental procedures

2.1. Dust sampling system and cutting conditions

Air quality control in the industrial environment is usually carried out in free air by sampling particulate matter smaller than 2.5_μm (PM 2.5) or by gas receptors, in situations where the main pollutants are gases. An evaluation of the process emissivity must be done using high sensitivity methods. Carrying out measurements in free air (far from the cutting zone) is the usual method for air quality control. But that is not appropriate for determining the emissivity of operations and the emissivity of materials. Free air measurement involves large sampling volumes, and thus considerably increases the testing time and reduces dust concentration. In the laboratory, when studying dust emissions in relation to the cutting process, materials and cutting conditions, the following points should be taken into account:

- i. The detached particles propagate in the environment in a stochastic manner (Brownian motion, atmospheric composition, turbulence caused by machine-tool motion and ventilation);
- ii. The particles do not easily diffuse in the air, and they are not uniformly distributed due to the stochastic motion of the air;
- iii. There are various sources of emission in machining (different zones of emission with quantity depending on process type and stability).

To know the emission capacity of each operation therefore, the system must be isolated in order to ensure that the measurements are for the dust produced by the operation under study. A system was designed to allow the insulation of the machining process while the particles produced during machining are sampled (Figure 1). A laser photometer (TSI8520 Dustrack) was used to measure the dust produced. This device is connected to the dust recovery enclosure by a suction pipe (1.7 l/min flow) which passes through a filter allowing only particles with an aerodynamic diameter lower than 2.5_μm to go through the measuring device. A computer equipped with a data acquisition and analysis system is also connected to the measuring device.

The cutting conditions used for the experiments are summarized in Table 1.

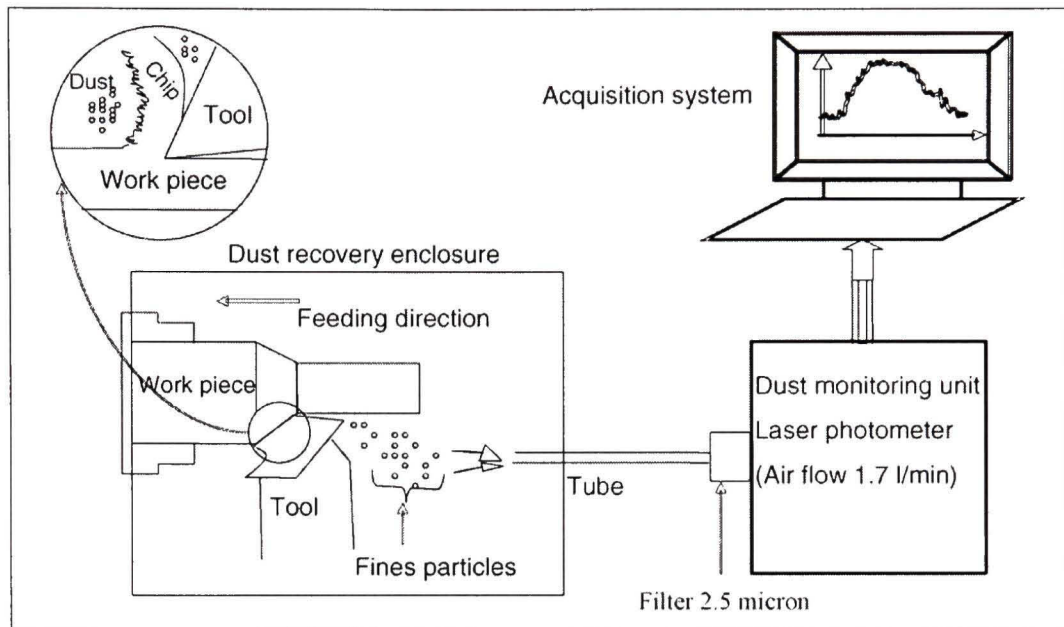


Figure 1 Experimental setup

Table 1
Conditions and parameters used during the test

Operation	Turning
Feed(mm/tr)	0.1
Depth of cut (mm)	0.5
Cutting speed (m/min)	0-300
Tool material	Uncoated carbide
Lead angle (°)	70-110
Lubricant & coolant	None
Work piece materials	Aluminium alloy 6061-T6 AISI 1018 & AISI 4140 steels

2.2. Procedure for evaluating the processes and cleanliness of materials

Figure 2 shows a typical dust emission curve during a cutting operation. It presents the dust particle concentration in the air versus the acquisition time. The measuring device evaluates the concentration at each second interval. The settling time (the time required for the particles produced to go through the measuring device) is very long compared to the cutting time, which is only a couple of seconds.

The total dust quantity (surface under the curve of Figure 2) seen by the measuring device depends on the metal removal rate, the work piece material type and the machine-tool environment (moisture, for example). Evaluating the dust concentration without paying attention to the work performed does not allow considering the effect of material-ability to produce dust. Arumugam et al. [31] has introduced a “Green Factor,” defined as the ratio of the metal removal rate (m³/min) to the aerosol mass concentration (mg/m³). This factor is a good index for a general classification. However, it does lack physical interpretation because this factor has a misrepresentative dimension (m⁶ min⁻¹ mg⁻¹). For these reasons, we are proposing a new more representative dimensionless index, which has a physical meaning, and allows a large-scale comparison. This new index is the ratio of the dust mass to the mass of chip removed from the work piece material. Let us define the dust unit (D_U) as this new index:

$$D_U = \frac{m_{Dust}}{m_{Chip}} \quad (1)$$

Where m_{Dust} (g) : mass of total dust generated

m_{Chip} (g) : mass of the chip produced

The mass of the chip m_{chip} (g) is evaluated by multiplying the volume of material removed by the density.

To obtain the mass of the dust sucked, we must take into account the flow (D) of the pump of the dust sampling machine, which corresponds to the air suction speed, which was 1.7l/min.

Assuming that a very limited quantity of dust is lost in the tubing or in the machine, the mass of the dust generated can be computed from the total dust generated as follow:

$$m_{dust} = V_{air} \times A_c \quad (2)$$

where, A_c is the area under the instantaneous dust concentration curve (Figure 2).

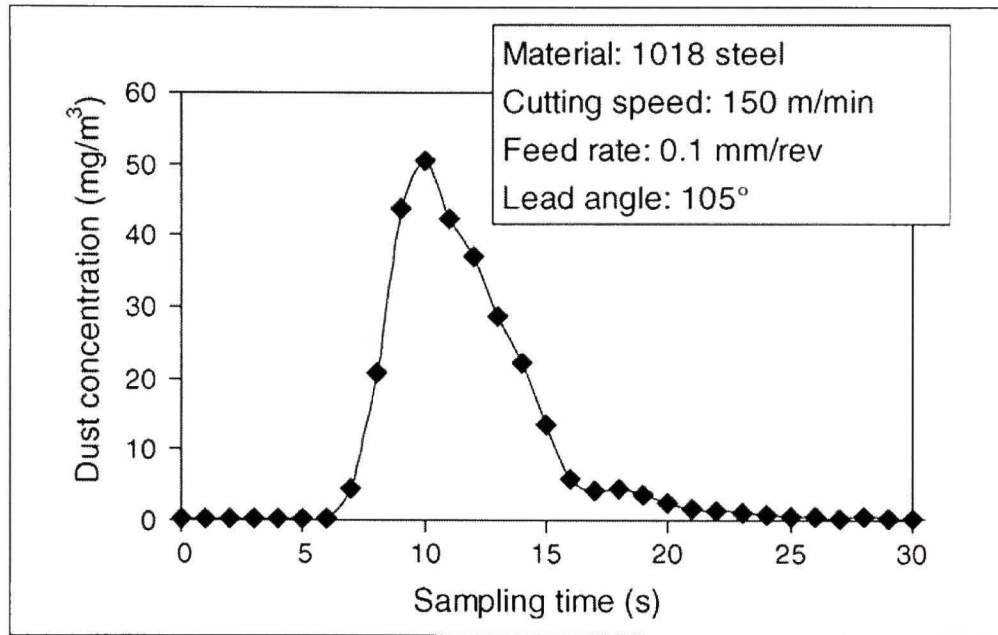


Figure 2 Typical dust emission curve.

Considering the sampling time (t_n) and the pump flow rate (D), the volume of air sampled is given by

$$V_{air} = t_n \times D \quad (3)$$

The surface A_c under the curve of Figure 2, which represents the total dust concentration, was evaluated using the Simpson method:

$$A_c = \sum_{i=0}^n \frac{C_i + C_{i+1}}{2} \times (t_{i+1} - t_i) \quad (4)$$

where C_i (resp. C_{i+1}) is the instantaneous dust concentration at time t_i (resp. t_{i+1}) and n is the number of units of data recorded.

Since $\Delta t = t_{i+1} - t_i = I$ (dust concentration evaluated at each second interval), the total sampling time is therefore $t_n = \sum_{i=0}^n \Delta t = n$

The area A_c becomes

$$A_c = \frac{n}{2} \sum_{i=0}^n (C_i + C_{i+1}) \quad (5)$$

The mass of the chip generated is computed using the volume removed and the material density.

It is considered that the dust emission depends on the chip volume rather than its mass. If so, let D_{UV} be the ratio of the dust volume to that of the chip:

$$D_{UV} = \frac{V_{Dust}}{V_{Chip}} \quad (6)$$

Assuming that the dust particle and the chip formed have the same density (ρ), the dust mass index can therefore be rewritten as

$$D_U = \frac{m_{Dust}}{m_{Chip}} = \frac{\rho_{Dust} \times V_{Dust}}{\rho_{Chip} \times V_{Chip}} = \frac{\rho \times V_{Dust}}{\rho \times V_{Chip}} = \frac{V_{Dust}}{V_{Chip}} = D_{UV} \quad (7)$$

Therefore, D_U and D_{UV} give the same value and dimensionless index.

The dust unit D_U , as defined by (Eq. (1)), is independent of the dust sampling condition (flow rate, volume of dust box, etc.). This index is more suitable because it allows a comparison of the dust mass to the chip mass, which is the goal of machining. The index D_U will be low when mass of the dust emitted is relatively low compared to the output chip mass.

Figure 3 shows a comparative example of dust emission using three criteria: average concentration, total dust generated and the new dust unit (D_U). The total dust mass (given by Eq. (2)) is generated by multiplying the area A_c (Eq. 5) by the volume of air that went through the dust measuring system (Eq. 3).

The curves describing dust emission as a function of the cutting velocity, based on the three criteria are similar. We eliminated the first criterion, average dust concentration, because the results based on it vary with the sampling method, the machine-tool volume or the box

volume and the pump flow rate. This makes difficult to comparing the results from different laboratories. The second criterion, total dust, is appropriate if the quantity of the chip removed is identical for all the considered operations. The proposed dust unit (D_U) is more suitable in studies like the present one, in which the cutting parameters, the metal removal rates, and the tool geometry vary.

Henceforth, the dimensionless dust unit (D_U) is used to characterize the materials and processes. The lower the value of D_U , the more ecological the process or the material will be.

2. Results

From the data presented in Figure 1, the quantities of measured dust and the index D_U were evaluated for each cutting condition. Collected chips were analyzed under scanning electronic microscope. In the following sections, the influence of the cutting parameters, materials and tool geometry on dust emissions during machining are presented.

3.1. Influence of cutting speed on fine dust emission (PM2.5)

Figure 4 presents the influence cutting speed on dust emissions according to various tool lead angles. The production of dust is minimal at two cutting speed ranges: very low and high speeds. The evidence of these ranges confirms previous results obtained in drilling (R.D. Njoya, R. Khettabi et al. 2006, and Songmene et al. 2008). The use of lowcutting speeds is not advisable because of its negative impact on productivity. Machining at high cutting speed is not only competitive, but also pollutes less. The strategy we recommend for producing less dust when machining involves machining at high cutting speeds for three main reasons: it minimize the production of fine dust, it increases productivity, and it leads to the production of better quality parts.

We also observed that for 4140 and 1018 steel (Figure 4a and b) the cutting speed (V_0) (the cutting speed at which the maximum dust is generated) is less sensitive to the lead angle of

the tool. However, for the 6061-T6 aluminium alloy, V_0 is very sensitive to any change in the lead angle.

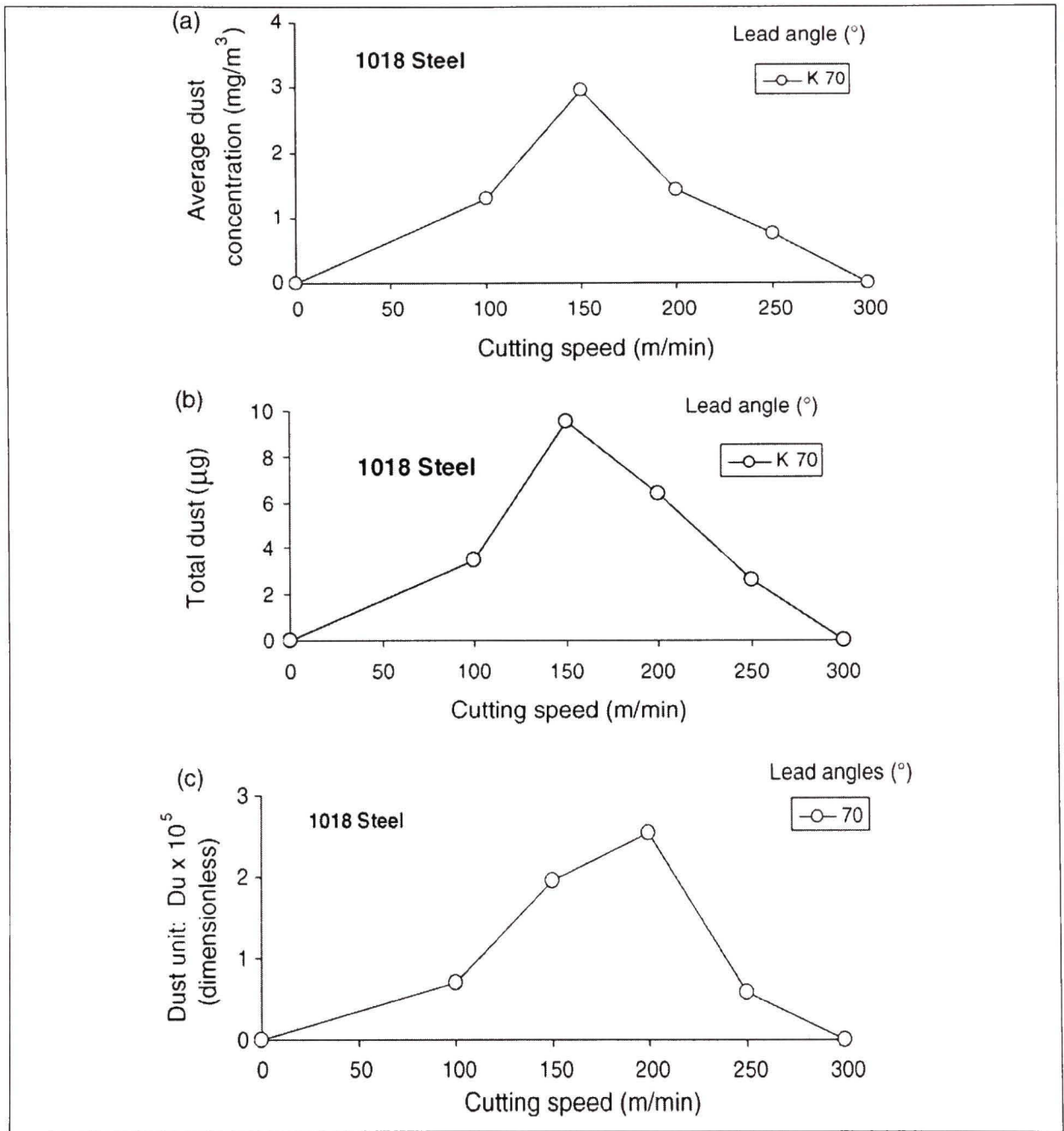


Figure 3 Comparison of the influence of the cutting speed on different dust emission criteria: (a) average dust concentration; (b) total dust mass; (c) dust unit-ratio of the mass of dust produced to the mass of the chip.

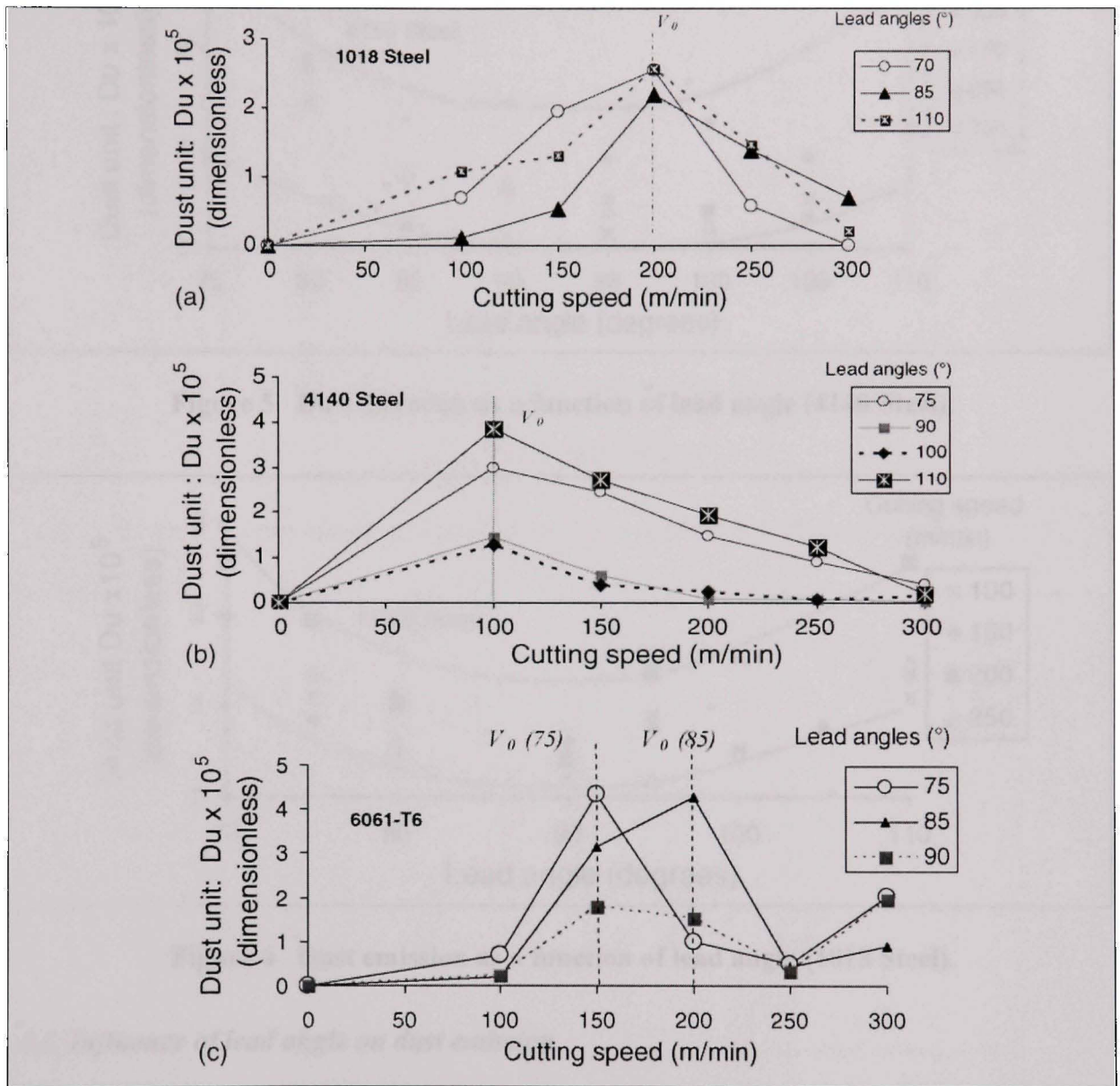


Figure 4 Influence of the cutting speed and tool lead angle on dust emission: (a) case of 1018 steel; (b) case of 4140 steel; (c) case of 6061 aluminium alloy.

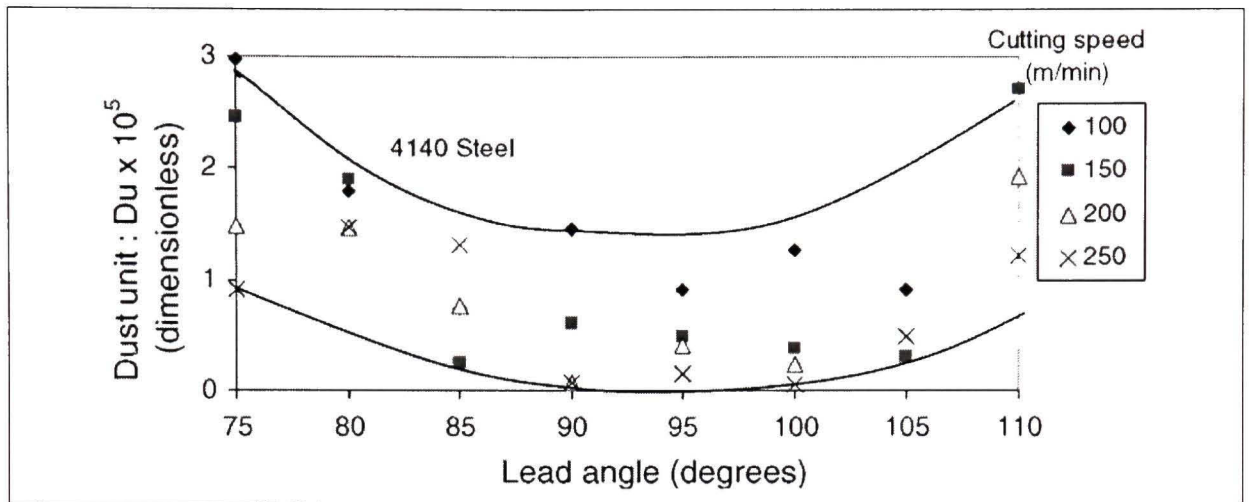


Figure 5 Dust emission as a function of lead angle (4140 Steel).

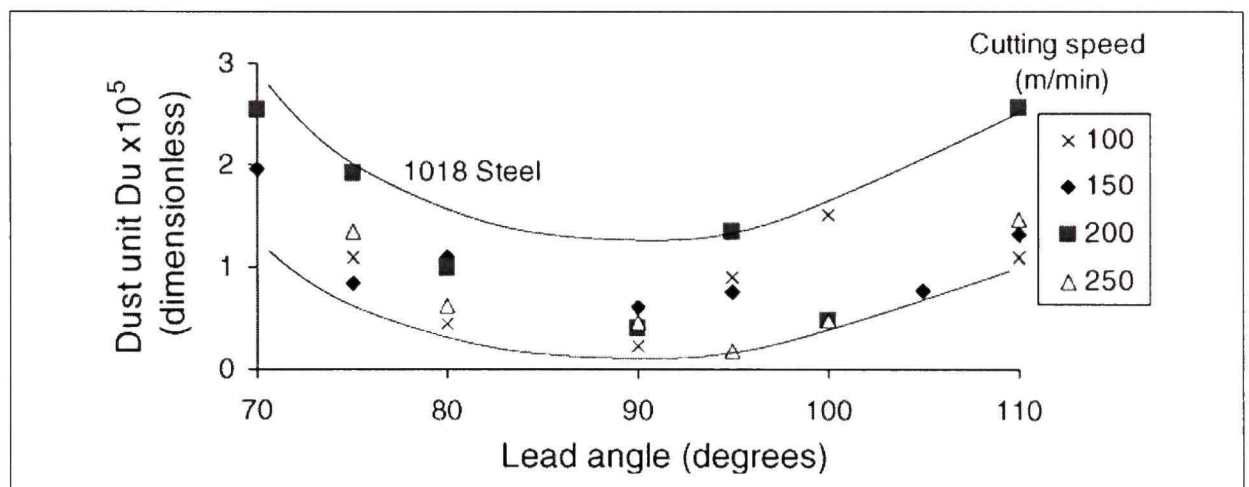


Figure 6 Dust emission as a function of lead angle (1018 Steel).

3.2. Influence of lead angle on dust emission

Figs. 5 and 6 present the dust index as a function of the tool lead angle for cutting speeds at which maximum dust quantities were produced. It appears that there is a range of lead angles where dust emission becomes minimal. In general, this range extends between 80° and 100° for the tested materials. For the 6061-T6 aluminium alloy, the influence of lead angles on dust is neither symmetrical nor significant (Figure 7), as it is the case for steels. Dust emission was high for a lead angle of 70°, and small for other angles.

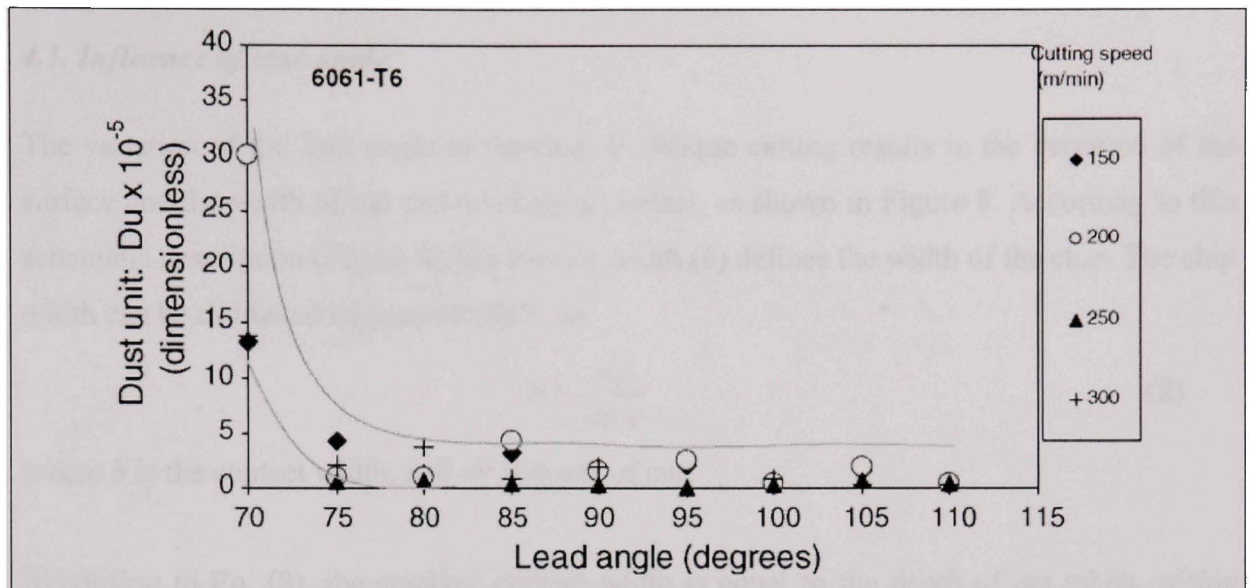


Figure 7 Dust emission as a function of lead angle (6061-T6 aluminium alloy).

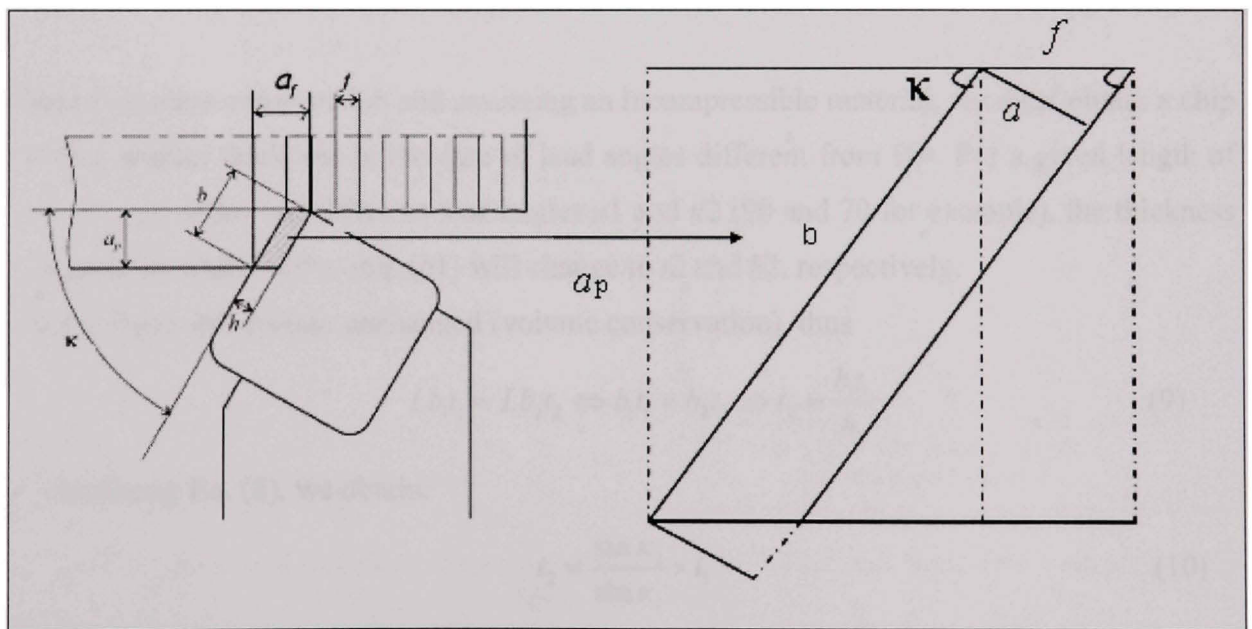


Figure 8 Schematic description of contact tool-piece during oblique cutting.

4. Analysis and discussions

4.1. Influence of lead angle

The variation of the lead angle in the case of oblique cutting results in the variation of the surface and the width of the tool-workpiece contact, as shown in Figure 8. According to this schematic description (Figure 8), the contact width (b) defines the width of the chip. The chip width can be estimated trigonometrically as

$$b = \frac{a_p}{\sin \kappa} \quad (8)$$

where b is the contact width, and a_p is depth of cut.

According to Eq. (8), the smallest contact width is equal to the depth of cut when cutting with a 90° lead angle. There-fore, an increase or reduction in the lead angle compared to 90° increases the width of the contact, and thus the width of the chip (b).

Based on mass conservation and assuming an incompressible material, we must obtain a chip with a smaller thickness in the case of lead angles different from 90° . For a given length of cut (L) and under two different lead angles κ_1 and κ_2 (90 and 70 for example), the thickness (t_1) and the width of the chip (b_1) will change to t_2 and b_2 , respectively.

The volume will remain unchanged (volume conservation), thus

$$Lb_1t_1 = Lb_2t_2 \Leftrightarrow b_1t_1 = b_2t_2 \Rightarrow t_2 = \frac{b_1t_1}{b_2} \quad (9)$$

Considering Eq. (8), we obtain:

$$t_2 = \frac{\sin \kappa_2}{\sin \kappa_1} \times t_1 \quad (10)$$

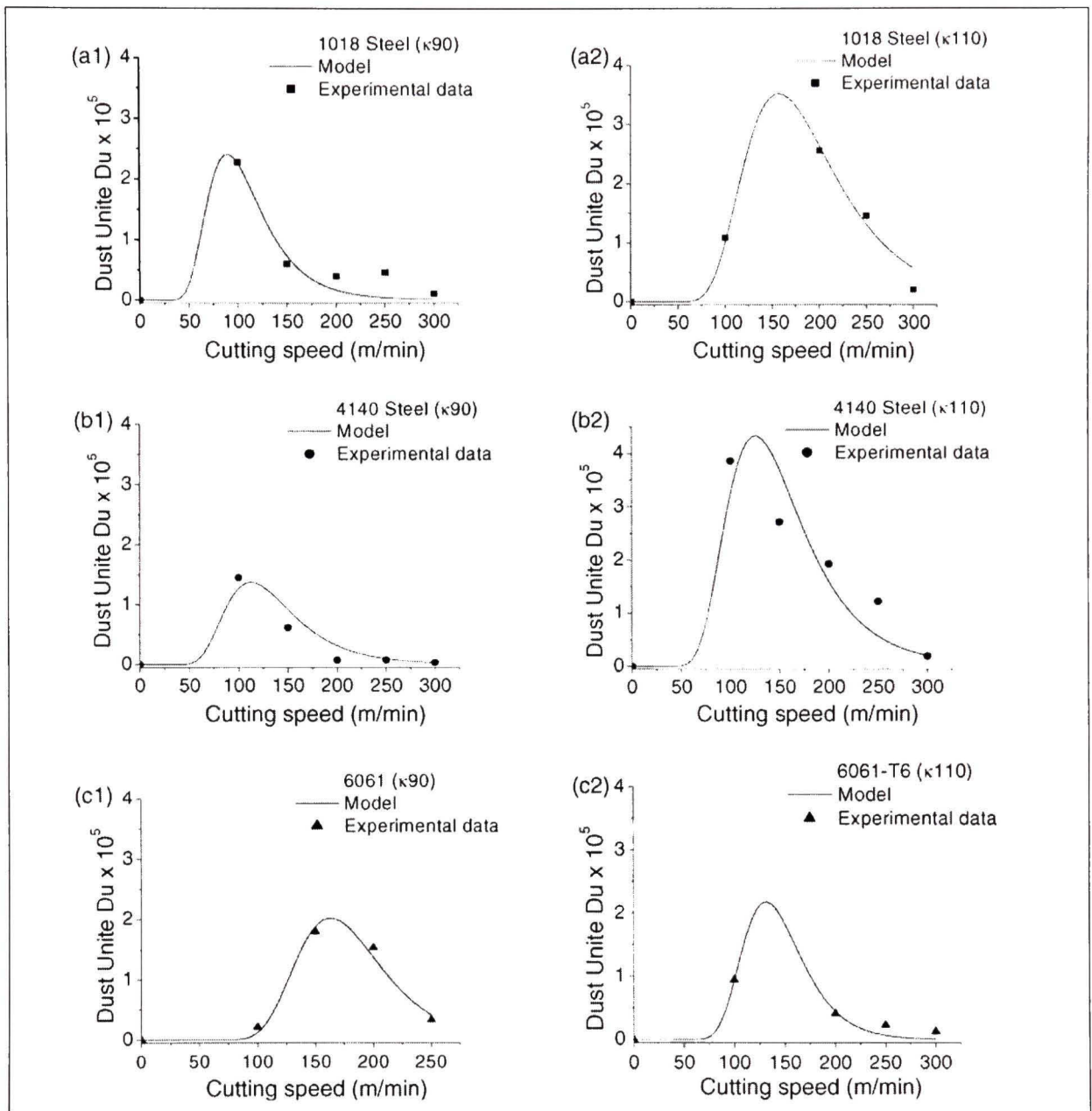


Figure 9 Predicted dust emission data as given by Eq. (10) (line) as compared to experimental data (solid points).

Table 2
Typical values of constant of Eq. (10)

Material		Lead angle		
		70°	90°	110°
6061-T6 Aluminium, $b = 5 \times 10^{20}$	a	3995	3266	2322
	c	18.5	19.8	20.2
4140 Steel, $b = 3 \times 10^{24}$, $c = 10.6$	a	1150	1190	1327
1018 Steel, $b = 3 \times 10^{26}$, $c = 10.62$	a	1731.398	950	1666.514

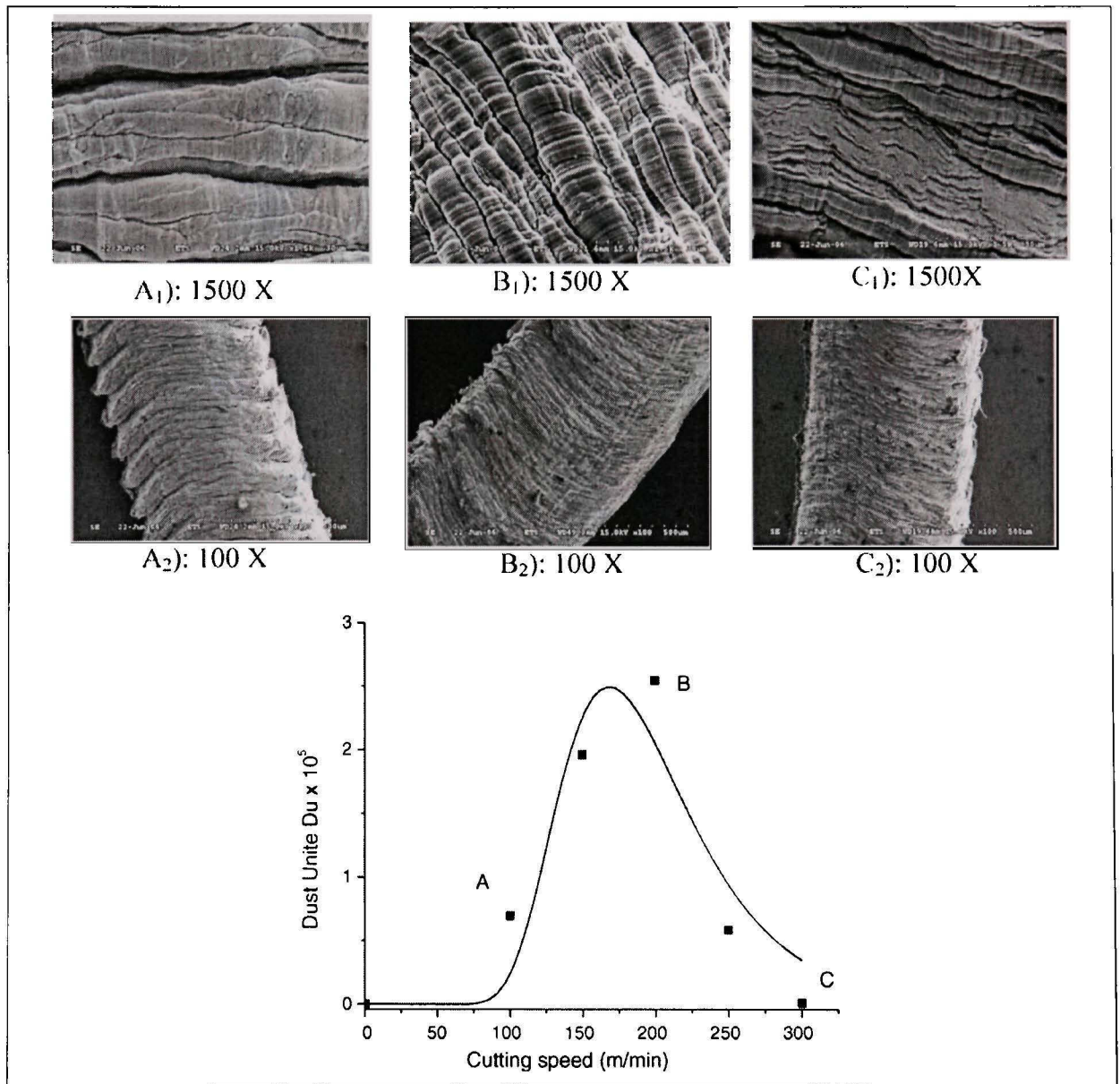


Figure 10 Chip morphology variation with cutting velocity at points A-C.

$$\text{for } \left\{ \begin{array}{l} \kappa_1 = \kappa_2 = 90^\circ \\ \text{or} \\ \kappa_1 = 90^\circ + \varepsilon \\ \kappa_2 = 90^\circ - \varepsilon \end{array} \right. \quad \text{There will be no difference in the thicknesses of the two chips.}$$

- Otherwise the change in the lead angle will result in a change in the deformed thickness, and consequently in the dust emission.

The results obtained for the two types of steels (1018 and 4140) show that the lead angle significantly influences dust emission (Figs. 5 and 6). Compared to the lead angle of 90° , which represents the angle of minimal emission, this influence presents certain symmetry. As we move away from this angle, the dust emission increases significantly. The increase in the chip width and the reduction in the chip thickness result in an increase in dust emission, which can however also weaken the chip, and thus decrease the dust emission. These two phenomena are in competition when the lead angle varies. It is also observed that the order is not respected with regards to the cutting speeds because there is no complete proportionality between the cutting speed and the dust quantity, but there is a speed range in which production reaches its maximum.

For the 6061-T6 aluminium alloy, the influence of the lead angle on dust emissions during cutting does not have any explicit symmetry. The experiment shows that dust emission is very high for a small lead angle (70°).

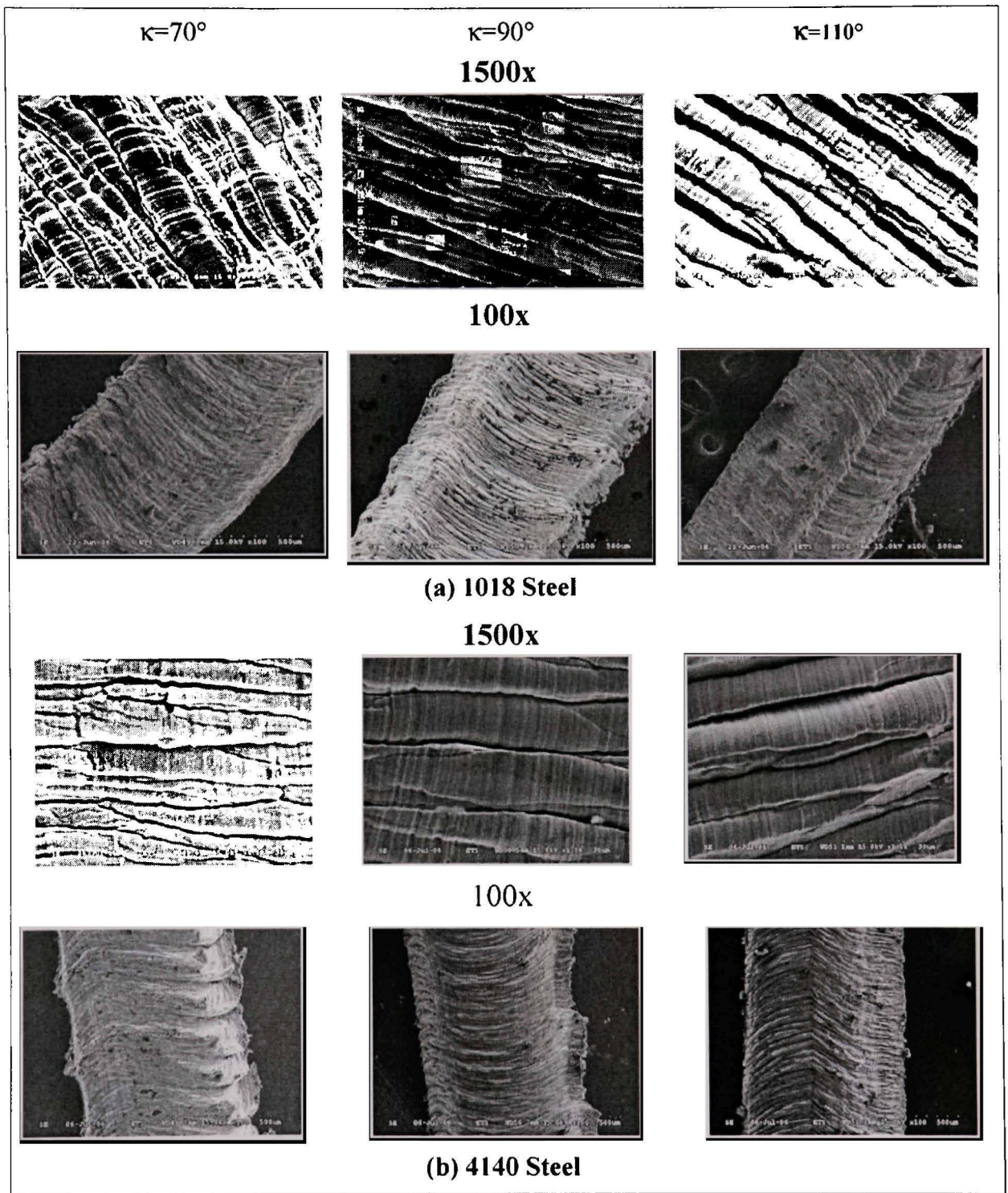


Figure 11 Chip microstructure as a function of lead angle (cutting speed 200 m/min).

By comparing the results obtained (Figs. 5 and 6), it is seen that for steels, there is no correlation between the influence of the material and that of the lead angle on dust emissions.

However, in the case of the aluminium alloy, the influence of the material is much higher than the influence of the lead angle. Machining the 6061-T6 aluminium with a small lead angle generates more dust (Figure 7), thus making it necessary to avoid this condition, which causes more pollution.

4.2. Empirical modeling of dust emission as a function of the cutting speed

The experimental results obtained (Figs. 4 and 6) can be expressed as a function of the cutting speed (V) as

$$Du = \frac{b}{V^c \exp(a/V)} \quad (10)$$

where DU is the dust unit, V (m/min) the cutting speed, a , b and c are the constants, depending on part material and the tool geometry.

The same model (Eq. 10) is preserved both for the concentration and the total dust mass. The only difference is the order of magnitude and the units. Differentiating the dust unit (Eq. 10) with regard to the cutting speed (V) produces the following result:

$$\frac{dDu}{dV} = \frac{a - cV}{V^{c+2} \exp(a/V)} \quad (11)$$

The dust index is maximal when

$$\frac{dDu}{dV} = 0, \text{ thus } a - cV_0 = 0 \Rightarrow V_0 = \frac{a}{c} \quad (12)$$

where V_0 is the cutting speed at which the maximum dust is produced.

The Eq. 10 becomes:

$$Du = \frac{b}{V^c \exp(c \frac{V_0}{V})} \quad (13)$$

Table 2 summarizes a few typical values of the constants of Eq. (10) obtained while fitting the models to the experimental results. Figure 9 represents the experimental data and the models according to the cutting speed and of the lead angle κ . When using a suitable lead angle (90° for example), the dust emission is minimal and comparable for all three materials

tested (Figs. 4 and 6). The 6061-T6 aluminium alloy can however emit more than the 1018 and the 4140 steels, when a small lead angle (70° for example) is used.

4.3. Analysis of the influence of the chip microstructure

The chip microstructure can give an indication of the deformation that took place during the process, and explains some of the variability in dust emissions (Songmene et al, 2008). The microstructure of the chip is influenced not only by the cutting speed, but also by the work piece material, the tool geometry and the cutting conditions.

Under a scanning electronic microscope, we noted that the chip formation, due to the flow of material of the work piece according to cutting conditions, forms bands of different sizes (Figure 10). At higher magnification, we observed that these bands are more spaced in the case of conditions generating less dust (low and high cutting speeds), whereas they are dense and strongly crushed against one another for speeds which correspond to the maximum production of dust (Figure 10 B1 and B2).

At very high speeds, the microstructure of the chip is more or less fragile, and the bands are spaced one to each others. This indicates that they were formed under brittle fracture mechanism. At lower magnification ($100\times$), we can get an overall picture, which shows another detail on the form and structure of the chip. The structure of micro-bands, present for all types of chips, shows segmentation of bands at lower speeds; a segmentation which is quite noticeable on the chip border, and less so on its center.

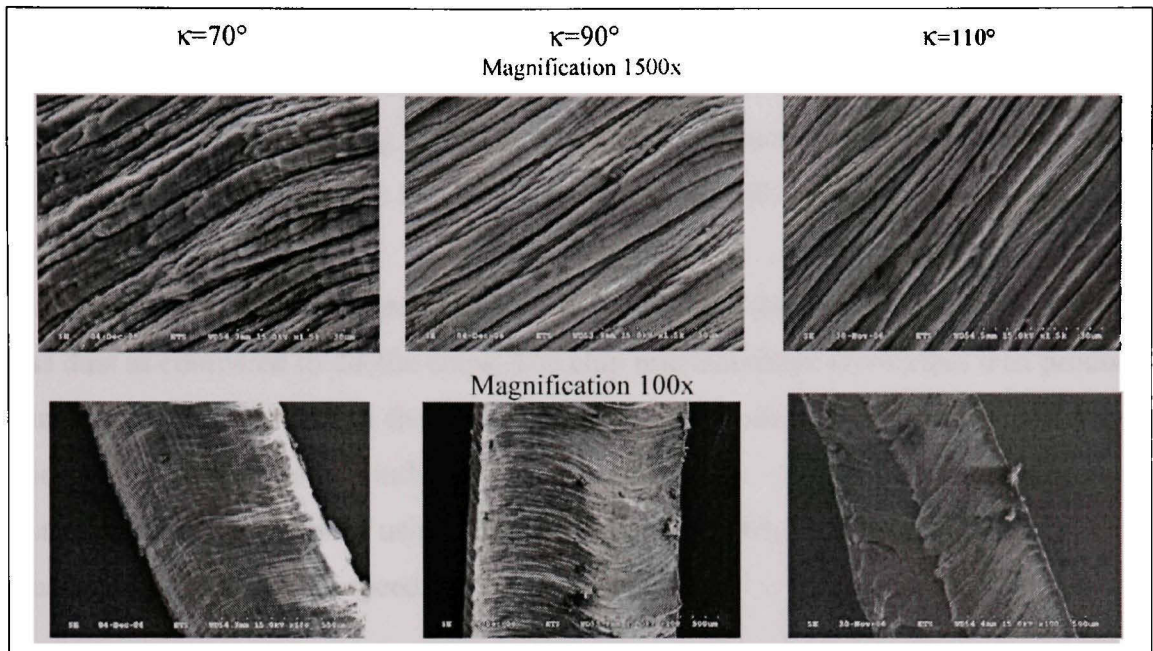


Figure 12 6061 chip microstructure as a function of lead angle (cutting speed: 200m/min).

Not only does the chip become broader while moving away from the lead angle of 90° , but it also undergoes a change in microstructure (Figure 11). Deformations are more pronounced for extreme angles (110° and 70°) than for the 90° angle, which explains why the dust emissions during machining vary according to lead angles. The width of the micro-bands is also largely influenced by the nature of the materials being cut. The width is higher for the 4140 steel than it is for the 1018 or for the 6061-T6 aluminium alloy (Figs. 11 and 12). The deformation rate follows the same tendency, as does the dust emission.

5. Conclusion

In this work, we have studied the influence of tool geometry, material and cutting conditions on dust emissions. A dimensionless dust generation index was defined as the ratio of the mass of dust produced to the mass of removed chip. It was shown that:

- The tool geometry has a significant influence on the dust emissions in machining, and that this effect depends on material type. Experiments carried showed that a tool having a lead angle of 90° generates less dust than one having an angle of 70° or 110° . Machining a

6061-T6 aluminium alloy with a smaller lead angle generates more dust. It is recommended to avoid this situation.

- We noticed evidence of cutting speeds at which dust emission is high. These cutting speeds are sensitive to the lead angle for the 1018 steel and the 6061-T6 aluminium alloy, but not for the 4140 steel :
- A correlation was established between chip formation and dust emissions. Brittle chips emit less dust as compared to ductile chips. The chip microstructure shows that dust production during machining is due to the formation of micro-bands within the chip and the chip micro-band width is largely influenced by cutting speed.
- Dust reduction is possible by using a better lead angle (90°), by making a chip brittle or by machining at high cutting speed.

Acknowledgements

The authors would like to acknowledge the financial support received from the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada (NSERC) and from the company ALCAN.

References

- Aronson, R.B., Why dry machining? *Manufact. Eng.* 114 (1) (1995) 33–36.
- Arumugam, P.U., Malshe, A.P., Batzer, S.A., Dry machining of aluminiumsilicon alloy using polished CVD diamond -coated cutting tools inserts, *Surf. Coat. Technol.* 200 (2006) 3399–3403.
- Arumugam, P.U. et al., Study of airborne dust emission and process performance during dry machining of aluminum-silicon alloy with PCD and CVD diamond coated tools, in: *NAMRC XXX*, Society of Manufacturing Engineers, West Lafayette, ID, may 21–24, 2002.
- A.E.D.a.A.J.d. Oliveira, Optimizing the use of dry cutting in rough turning steel operations, *Inter J. Mach. Manufact.* 44 (10) (2004) 1061–1067.

- Balout, B., Songmene, V., Masounave, J., Usinabilit e des alliages de magn esium et d'aluminium Partie I: forces de coupe, *Light Metals* (2002) 223–242.
- Bell, D.D. et al., Modeling of the environmental effect of cutting fluid, *Tribol. Trans.* 42 (1) (1999) 168–173.
- Chiou, R.Y. et al., Dry machining characterization simulations and experiments for new cutting tool design with embedded heat pipe, in: *Intelligent Systems in Design and Manufacturing V*, International Society for Optical Eng, Philadelphia, PA, United States/Bellingham, WA 98227-0010, USA, October 25–26, 2004.
- Enke, K., Dry machining and increase of endurance of machine parts with improved doped DLC coatings on steel, ceramics and aluminum, in: *Proceedings of the 1998 6th International Conference on Plasma Surface Engineering (PSE-98)*, Sep 14–18, 1998.
- Georgiadis, A., Sergeev, E. Dry high speed milling as a new machining technology of ceramics for biomedical and other applications, *Ceram. Eng. Sci. Proc.* 26 (6) (2005) 41–51.
- Heiler, R., Dry machining of internal screw threads, *Werkstatt und Betrieb* 138 (10) (2005) 54–56.
- Heine, H.J., Dry machining—a promising option, *Am. Machin.* 141 (8) (1997) 92–94.
- Stover, M., Wet or dry machining? *Tool Prod.* 71 (3) (2005) 64.
- Hoover, M.D., Finch, G.L. et al., Release of aerosols during sawing and milling of beryllium metal and beryllium alloys, *Appl. Occup. Environ. Hyg.* 5 (1990) 787–791.
- Klocke, F., Eisenblaetter, G., Dry cutting, *CIRP Ann. Manufact. Technol.* 46 (2) (1997) 519–526.
- König, W., Rummenh ller, S., Technological and Industrial Safety Aspects in Milling FRPS, in *Machining of advanced composites*, ASME, MD-v, 45/PED-66, 1993, pp.1-8.
- Kusaka, Y., Yokoyama K., Sera, Y., Yamamoto, S., Sone, S., Kyono, H., T. Shirakawa, S. Goto, Respiratory diseases in hard metal workers: an occupational hygiene study in a factory, *Br. J. Indus. Med.* 43 (1986) 474–485.
- Lashkhi, V.L., Zakharova, N.N. Ecological aspects of lubricating oil application, *Khimiya i Tekhnologiya Topliv i Masel* (1) (1992) 37–40.

- Lingzhong Du, B.X., S. Dong, H. Yang, W. Tu, Study of tribological characteristics and wear mechanism of nano-particle strengthened nickelbased composite coatings under abrasive contaminant lubrication, *Wear* 257 (2004) 1058–1063.
- Malshe, A.P., Arumugam P.U., S.A. Batzer, Dry machining of aluminumsilicon alloy using polished CVD diamond-coated cutting tools inserts, *Surf. Coat. Technol.* 200 (11) (2006) 3399–3403.
- McClellan, R.O., Miller, F.J., An overview of EPA's proposed revision of the particulate matter standard, *Chem. Indus. Instit. Toxicol. Activ.* 17 (4) (1997) 1–24.
- Min, S. et al., A study on tribology in minimal quantity lubrication cutting, *CIRP Ann. Manufact. Technol.* 54 (1) (2005) 105–108.
- Mortimer, J., Less coolant can be more, *Machinery* 163 (4112) (2005) 25–28.
- M.M.K.a.S.H. Wang, On the role of particulate contamination in scuffing failure, *Wear* (1990) 137.
- Njoya, R.D. Khettabi, R., Songmene V. et, Masounave, J., Influence des mat'eriaux sur les 'emissions de poussi'eres lors de l'usinage. *Light Metals in: Proceedings of the 45th Conference of CIM, (COM2006) Montreal, Canada, 2006*, pp. 747–766.
- Silva, L.R. et al., Study on the behaviour of the minimum quantity lubricant—MQL technique under different lubricating and cooling conditions when grinding ABNT 4340 steel, *J. Brazil. Soc. Mech. Sci. Eng.* 27 (2) (2005) 192–199.
- Sreejith, P.S., Ngoi, B.K.A., Dry machining: machining of the future, *J. Mater. Process. Technol.* 101 (1) (2000) 287–291.
- Songmene, V., Balout, B., Masounave, J., 2008. Clean machining: experimental investigation on dust formation. Part I. Influence of machining parameters and chip formation. *Int. J. Environ. Consc. Design Manufact.*, vol. 14, in press.
- Songmene, V., Balout, B., Masounave, J., 2008. Clean machining: experimental investigation on dust formation. Part II. Influence of machining strategies and drill condition. *Int. J. Environ. Consc. Design Manufact.*, vol. 14, in press.
- Sutherland, J.W., Kulur, V.N., King N.C., Experimental investigation of air quality in wet and dry turning, *CIRP Ann. Manufact. Technol.* 49 (1) (2000) 61–64.

- Tönshoff, B. Karpuschewski, T. Glatzel, Particle emission and emission in dry grinding, *Ann. CIRP* 46 (2) (1997) 693–695
- Weinert K.I.I, Sutherland J.W., Wakabayashi, T., Dry machining and minimum quantity lubrication, *CIRP Ann. Manufact. Technol.* 53 (2) (2004) 511–537.
- Wakabayashi, T. et al., Tribological characteristics and cutting performance of lubricant esters for semi-dry machining, *CIRP Ann. Manufact. Technol.* 52 (1) (2003) 61–64.
- Woods, S., Nearly dry machining, *Cut. Tool Eng.* 58 (3) (2006) 58–64.
- Yoshimura, H. et al., Study on near dry machining of aluminum alloys, *JSME Inter. J., Ser. C (Mech. Syst., Mach. Elements Manufact.)* 49 (1) (2006) 83–89.
- Wanigarathne, P.C., K.C. Ee, I.S. Jawahir, Near-dry machining for environmentally benign manufacturing—a comparison of machining performance with flood cooling and dry machining, in: *Design and Manufacture for Sustainable Development 2003*, Professional Engineering Publishing, Cambridge, United Kingdom, Bury St. Edmunds, Suffolk, IP32 6BW, United Kingdom, September 3-4, 2003.
- Zipf, J.R.K., Bieniawski, Z.T., A fundamental study of respirable dust generation in coal, *Min. Sci. Technol.* 9 (1) (1989) 87–99.

ANNEXE II

ARTICLE 2: EFFECTS OF SPEEDS, MATERIALS AND TOOL RAKE ANGLES ON METALLIC PARTICLE EMISSION DURING ORTHOGONAL CUTTING

Khettabi R., Songmene V. and Masounave J.*

Dpt of Mechanical Eng., University of Quebec, (ETS), Montréal (Québec) H3C 1K3, Canada

riad.khettabi.1@ens.etsmtl.ca ; victor.songmene@etsmtl.ca

ABSTRACT

Dry high speed machining has been proposed in the metal cutting industries as a viable and cost effective process. However, dry machining produces fine and ultra-fine metallic particles, also referred to as dust that can be harmful to the machine-tool operator. The risk associated with exposure to metallic particles increases as the particle size decreases.

For machining processes, little data exists on the size and distribution of dust generated during the shaping of materials. In order to reduce or eliminate generation of these particles, it is necessary to understand how and under which conditions they are formed, and also to be able to make predictions. In the present work, the effects on dust emission exerted by tool geometry, material, and machining parameters were studied experimentally in order to understand the mechanisms of dust generation and to develop a predictive model. The particle sizes studied include the PM2.5 and a distribution of nanoparticles varying from 10nm to 10µm. The use of dry machining and a reduction of generated dust would improve the air quality in machine shops and also help to protect the environment.

Key words: Dry turning, air quality, PM2.5, nanoparticles, fine particles

Paper organisation

1-Introduction

2- Experimental Method

3-Results and discussions

3.1- Effect of the cutting speed

3.2- Effect of tool geometry: lead and rake angles

3.3- Nanoparticles and size distribution during machining

3.3.1 Size distribution of fine and ultra fine machining dust

3.4- Chip formation and chip segmentation

4-Conclusions

5-Acknowledgement

1- INTRODUCTION

The process performance of modern metalworking is not limited to criteria such as productivity, precision, surface quality, or cycle time. The protection of operators and the environment has become another machining process performance indicator to consider.

Generally, all machining processes generate aerosols in solid or liquid form. Both forms are harmful to operator health and deteriorate the environment (Ref 1, 2). Solid aerosols are generated from part material during dry and wet machining, while liquid aerosol production is caused by the use of cutting fluids (Ref 3-5). The primary mechanisms responsible for wet aerosol production include fluid impact on the workpiece and also evaporation (Ref 6-11). Cutting fluids are not only toxic (Ref 12, 13), but are also costly (initial purchase and treatment of used fluids).

The emission of liquid aerosols caused by cutting fluids can be eliminated by using dry machining. However, the problem of the solid aerosols still remains in this case. Elimination of cutting fluids reduces manufacturing costs and some of the generated aerosols. In fact, it was found that wet machining generates more fine airborne particles than dry machining (Ref 14). At high cutting speeds in dry machining, the particle size produced is between 1 and 4 microns, while in wet machining the size range is less than 1 micron (Ref 14).

The major problem for dry machining is shortened tool life. Cutting fluids are used to lubricate the operation and/or to cool the work piece and the cutting tool. Therefore, dry machining should be performed with thermally stable tools. Carbide tools coated with TiN, TiC, or Al_2O_3 are advised for use during dry cutting (Ref 15). When dry machining is not possible, a minimum quantity of lubricant (MQL) could be used to maintain a reasonable tool life. The MQL method is an ecologically and an economically beneficial machining technique (Ref 16-22). However, MQL is still susceptible to the generation of wet and dry aerosols, in addition to the need for additional equipment. Therefore, it is advisable to focus on the dry dust problem in order to make dry machining a good alternative.

Dry aerosols generated during metal cutting processes have been found to be dependent on the workpiece material and its condition, as well as on operating parameters (Ref 14, 23-25). Most of the works cited here (Ref 23-25) were performed only for drilling processes. Khettabi et al. (Ref 26) confirmed these results in the process of turning steels and aluminum alloys. They also found that the tool lead angle affects chip formation and the amount of metallic particles generated.

The tool geometry, and in particular the rake angle, affects most of the process performance indicators found in metal cutting: cutting forces, temperature, chip formation, surface finish, tool life, and deformations.

Ohbuchi and Obikawa (Ref 27) noticed the presence of a stagnant region on the rake face of the tool, close to the tool tip, during machining with larger negative angles. The presence of this zone modifies the tool geometry (rake angle and nose radius) and therefore influences the chip formation. The stagnation zone is very similar to a built-up edge (BUE), except that it has a more stable structure (Ref 28). Ohbuchi and Obikawa (Ref 27) also proved the existence of a critical speed and a critical undeformed chip thickness for better chip formation and efficient material removal. These critical values were affected by the rake angle. The chip formed and flew unconditionally when the rake angle was -15° or larger, while for a tool with rake angles between -15° and -45° , the critical speed increased with decreased rake angle.

There is generally an optimum rake angle for which the tool life is maximal (Ref 29). Although larger positive rake angles are beneficial in reducing the cutting forces (Ref 30), increasing the rake angle over its optimum values has negative effects on tool wear, tool performance, and temperature rise. Saglam *et al.* (Ref 31, 32) found that the best rake angle is 12° for AISI1040 at 40HRC when the reduction in cutting forces is considered together with the rise in cutting temperature.

The use of negative rake angles results in a large tool-chip contact area and higher volume of chip, thus leading to increased cutting forces and heat generation (Ref 33). In a test on AISI 52100 hardened steel (63 HRC), Dahlman *et al.* (Ref 34) found that large negative rake angles generate higher compressive stresses on a workpiece and a deeper affected zone below the machined part surface. They also found that by controlling the feed and the tool rake angles, machine parts could be produced with tailor-made stresses.

Fang (Ref 28) studied tool-chip friction in machining with a large negative rake angle and found that a negative tool rake angle increases the cutting force ratio, the chip thickness ratio, the tool-chip friction angle, the slip-line angle, the apex angle of the stagnation zone, and the coefficient of friction, but also decreases the shear-plane angle. These effects are opposite to those accounted for when a tool with a positive rake angle is used.

As far as the surface finish of the machined part is concerned, Singh and Rao (Ref 35) used design of experiments (DOE) to study the effect of cutting parameters on surface finish during hard turning of AISI52100 bearing steels (50-70HRC). They found that the rake angle is a parameter that affects the surface finish less than dominant factors such as the feed rate, the tool nose radius, and the cutting speed.

Some of the effects of the rake angle could be obtained by generating an edge preparation on the cutting tools. Very little is known about the effect of the tool rake angle and the interaction between the tool geometry, the workpiece materials, and the cutting parameters on the generation of metallic particles during machining

In the present work, an extended study is carried out to identify the effects of tool rake angle, chip segmentation density, material, and cutting speed on dust emission during dry orthogonal cutting. The results will aid in the development of strategies for reducing fine and ultrafine dust emission.

2- Experimental Method

Different measuring instruments were used depending on the size of the particles studied. A laser photometer (TSI8520 Dustrack), an aerosol particle sizer (APS), and a scanning mobility particle sizer (SMPS) from TSI instruments were used to quantify the particles produced. For particle concentration, especially for those with an aerodynamic diameter below $2.5\mu\text{m}$, the laser photometer (Dustrack) was used. The Dustrack was connected to limps [Editor's Note: is "limps" the right word to use here?] of collection by a suction pipe (flow of 1.7 l/min) passing through an impactor allowing only particles with aerodynamic diameter lower than 2.5 microns to pass through to the measuring device (Figure 1). The APS, which measures the aerodynamic size distribution range from 0.5 micron to 20 microns, was used for particle size distribution. The APS spectrometer accelerates the aerosol sampled through an accelerating orifice. The particle aerodynamic size determines its rate of acceleration, with smaller particles accelerating more quickly due to decreased inertia. After this step, the particles cross through two partially overlapping laser beams in the detection area. Using light scattering at 90 degrees, the light is collected and focused onto an avalanche photodetector (APD). The APD then converts the light pulses into electrical pulses. The use of two partially overlapping laser beams results in each particle generating a single two-crested signal. Peak-to-peak time-of-flight is measured with a 4-nanosecond resolution for aerodynamic sizing. It has been found through a comparative study between the APS spectrometer and two other aerosol spectrometers that the APS results are similar to the other spectrometers for mono-dispersed particles (Ref 36). However, for particles smaller than $0.7\mu\text{m}$, the APS system is less efficient than the Portable Aerosol Spectrometer (PAS) (Ref 36). To enhance the efficiency and the accuracy of the results, the aerosol particle sizer (APS) was coupled with a scanning mobility particle sizer (SMPS) to study the particle

distribution during orthogonal turning. The SMPS spectrometer measures the aerosol size distribution range from 2.5 nm to 1000 nm using an electrical mobility detection technique. It uses a bipolar charger in the electrostatic classifier to charge the particles over a known charge distribution. The particles are then classified depending on their ability to pass through an electrical field and are counted with a Condensation Particle Counter (CPC). A computer equipped with an appropriate data acquisition and analysis system was connected to the measuring device.

The cutting conditions used for the experiments are summarized in Table 1.

3- Results And Discussions

It has been found that the quantity of dust generated during the machining process depends on the workpiece materials, the cutting tool geometry, and the cutting parameters (Ref 23-26, 37). Therefore, it is necessary to analyse the effect of these factors on dust emission.

3.1- Effect of cutting speed

Arumugan et al. (ref 37) studied dust mass concentration during machining and found that the cutting speed is the most influential factor among the cutting parameters (feed, speed, and depth of cut). The concentration decreased as the speed was increased.

Songmene et al. (Ref 24, 25) found two different zones (I and III) corresponding to low and high cutting ranges, respectively, in which the dust emission is low. Between the two zones, the dust emission increases with the cutting speed. Khettabi et al. (Ref 26) found the same linkage between dust emissions and cutting speed during turning of aluminium alloys and steels. This result was also confirmed during dry turning of aluminium alloys and steel materials (Figure 2). Given these results, a two-level factorial design, such as the one used by Arumugan et al. (Ref 37), is not appropriate for studying the effect of the cutting speed on dust

emission. Such a design strategy fails to recognize quadratic effects. A composite design or a three-level factorial design should be used instead.

Machining in zone I (low cutting speeds) is not recommended because productivity would be reduced. In zone III (high cutting speeds), which is the recommended zone, the dust emission decreases while the productivity and the part quality are improved. Therefore, high speed machining is not only good for improving productivity and lowering the cutting forces and energy consumption, but also for protecting the environment and worker health.

Grey cast iron, which is a brittle material, presents a special behaviour (Figure 3). In this case, zone III has disappeared and the dust emission is continuously increased with the cutting speed. The decrease in dust emission at high speed (zone III) is attributed to the softening effect of ductile materials. This is not the case for brittle materials such as grey cast iron. Khettabi et al. (Ref 26) developed an emissivity factor, called Dust Unit ' Du ', which is defined as the ratio between the mass of the dust generated and the mass of the chip produced. This index is highly appropriate for the comparison of dust emissions resulting from different processes (drilling, turning, and milling) and on dust analysis when the machined volume and mass are not equal. In orthogonal cutting at constant depth and length of cut, the dust unit will be the same because for the volume or mass of metal removed, the total dust for a given set of machining parameters is constant. In the following sections, we will use the dust unit (Du) to characterize and analyse the dust emission.

3.2- Effect of tool geometry: lead and rake angles

The tool geometry affects many aspects of the metal cutting process. It has a direct effect on the shearing action, the deformation, the cutting forces, the temperature and the surface finish, and chip formation. It is expected that the tool geometry also influences dust emission.

In an oblique cutting process, the chip shape is affected by the tool lead angle. However, it was found that there is no significant influence of the lead angle on the chip segmentation

mode (Ref 26). Low and large tool lead angles produce wide chips, but when the lead angle approaches 90°, the chip becomes thinner. Experimental results (Ref 26) showed that the dust emission, evaluated by the dust unit (Du), is very low when a 90° tool lead angle is used.

In orthogonal cutting, the tool geometry includes the clearance angle, nose radius, and the rake angle. The clearance angle is chosen so as to ensure that there is less friction between the tool and the workpiece. The rake angle affects the shear angle, the chip formation, flow and morphology, the contact length tool-chip, the cutting forces, the tool life, the temperature involved in the cutting, the chip compression ratio, and the chip segmentation frequency, and consequently is expected to influence the dust emissions.

The tool rake angle can be either positive (Figure 4a) or negative (Figure 4b). In general, cutting forces decrease with an increase in rake angle. However, a tool with a very high positive rake angle lacks strength. Larger rake angles reduce the rate of heat dissipation along the tool, while negative rake angle tools have increased strength and increased heat dissipation (Ref 29). Most of the effects of the tool rake angle, such as those on tool life, chip form, surface finish, depend also on the cutting speed used as well.

Typical rake angles recommended for roughing operations with carbide inserts and solid carbide tools are +3.5° for mild steel, brass, and bronze, 0° for cast iron and cast brass, and +13° for light alloys (Ref 38).

The rake angle of the cutting tool (Figure 4) also influences the shearing action and the deformation. In fact, in orthogonal cutting, according to the Piispanen (1976) model, the shear strain can be obtained trigonometrically by Equation (1):

$$a. \quad \gamma = \frac{\cos \alpha}{\sin \phi \cos(\phi - \alpha)} \quad (14)$$

where ϕ is the shear angle and α is the tool rake angle (Figure 4). The shear angle ϕ is related to rake angle by the Zvorykin relationship:

$$\phi = A + \frac{\alpha + \lambda}{2} \quad (2)$$

Where λ is the friction coefficient and A is the material constant. Using Equation (1) and Equation (2), the shear strain can be rewritten as follows:

$$\gamma = \frac{\cos \alpha}{\sin\left(A + \frac{\alpha + \lambda}{2}\right) \cos\left(A + \frac{\lambda - \alpha}{2}\right)} \quad (3)$$

According to Equation (3), the shear strain decreases with an increase in the tool rake angle (α). Deformation is very important for negative rake angles.

Experimental tests in orthogonal cutting of steels, grey cast iron, and aluminum alloy with different rake angles have shown a significant increase in dust emission when a positive rake angle is used (Figure 5-8). The high deformation and the difficulty of chip evacuation with negative rake angles can generate a small increase in dust emission in some cases. To reduce the dust emission, negative or null rake tool angles are advised. In the case of negative rake angles, the cutting forces and the deformation are higher than in the case of a positive rake angle. For this reason, a null or a low rake angle is advantageous.

3. 3- Nanoparticles and size distribution during machining

For a long time, air quality standards were based on particles sized below 10 μ m (PM10). This has recently been revised to PM2.5 (particles with size below 2.5 μ m). The results presented so far in this work (Figs. 5-8) were monitored using PM2.5 standards. The instrument used for this study (a laser photometer “Dustrack”) did not allow measurement of the particle size distribution. However, it is not known whether submicronic particles are potentially more dangerous than the fine particles, and therefore, it is important to study the generation of submicronic and nanoparticles. An aerosol particle sizer (APS) coupled with a scanning microscope particle sizer (SMPS) was used to study the particle distribution during orthogonal turning.

It has been found that the deposition of particles less than 0.03 μm in size increases with increasing particle diffusivity, and the deposition efficiency increases as compared to a particle with diameter greater than 0.03 μm , in which the particle efficiency was less than 10% (Ref 39). Therefore, nanoparticles present a serious danger to health and environment.

3.3.1 Size distribution of fine and ultra fine machining dust

During and after the cutting process, analysis of the dust generated revealed the presence of a large range of sizes. When analyzing the particle size, it is useful to use histograms, which aid in visualizing the range and the frequency of the sizes present. According to Reist et al. (Ref 40), for better visualization, the data distribution is spread out by plotting the logarithms of particle diameter on the abscissa instead of the diameters themselves. To maintain the relationship that the area between two particle size intervals is proportional to the total number of particle present, the ordinate scale is obtained as follows:

$$y = \frac{\Delta n}{\Delta \log d} \quad (4)$$

Where, y : ordinate, Δn : number of particle in each interval, and $\Delta \log d$: difference in the logarithms of the largest and the smallest particle size of the considered interval. Similar figures are also obtained for particle surface area, particle mass, and volume.

The nanoparticles present a very high sedimentation time due to the small size and the Brownian relaxation time. It is shown in Figures (9 and 11) that the concentration decreases significantly when particle sizes increase during cutting of AISI 1018 steel. Most particles generated by machining are nanometric (Figure 9 and 11), and the effect of tool rake angle is considerable. Positive rake angles produce more particles than negative rake angles (Figure 9-14). This confirms that the machining process produces particles of micronic and submicronic sizes. The generation of metallic particles with sizes higher than 10 μm is not significant. However, the analysis by mass concentration, specific surface, and size distribution, presents a significant concentration of particles of about 250nm (Figure 12, 13). For micronic sizes, a higher concentration in number and in specific surface was found for

particles less than $2\mu\text{m}$ (Figure 9, 11). The size distribution is almost uniform for the mass concentration and is independent of particle sizes (Figure 10). A high number of nanoparticles per unit volume of air was found for a particle size of about 20 nm for both negative and positive tool rake angles.

A cutting tool with $+7^\circ$ rake angle produces more micronic particles (almost double) as compared to a cutting tool with a negative rake angle ($\alpha = -7^\circ$). This tendency is observed whatever the number of particles, the mass, or the specific surface (Figure 9-11). The same behaviour is found for nanoparticles (Figure 12-14).

3.4- Chip formation and chip segmentation

Orthogonal cutting allows for simplification of the cutting process phenomenon. The chip formation behaviour indicates the material deformation mode under the cutting process. To study and identify the mechanisms of dust formation during machining, it is necessary to determine the chip segmentation, the chip ratio, and the chip shape. Figure 15 schematizes the uncut chip cross-section in an orthogonal cutting process.

The chip segmentation is an important index that can help to identify the source and mechanisms of dust emission. The segmentation is observed in Figure 16 and 17, as the chip segmentation increases with the increase in cutting speed and with the reduction in the tool rake angle.

In addition, the chip segmentation was defined by Xie et al. (Ref 41) through the introduction of the chip segmentation coefficient β

$$\beta = -\frac{\sqrt{3}}{m} \left[\mu + \frac{0.9 \frac{\partial \tau}{\partial T}}{\rho_p C_p (1 + 1.328 B_0)} \right] \left[\mu \gamma + 1 - \frac{0.664 B_0}{1 + 1.328 B_0} \right] \quad (5)$$

Where T is the temperature, ρ is the workpiece density (Kg/m^3), C_p is the workpiece specific heat in ($\text{J}/\text{Kg} - \text{K}$), μ is the average friction coefficient, τ is the shear stress, and B_0 is a coefficient defined as follows:

$$B_0 = \sqrt{\frac{K_p \gamma_{AB}}{Vf}} \quad (6)$$

K_p is the work-piece thermal conductivity (w/m), and γ_{AB} is the shear in the primary shear zone.

Xie et al. (Ref 41) found that there are some critical values of the product of the cutting speed and feed rate for which the chip segmentation begins. The segmentation can also be defined by the segmentation band density. The measurement is carried out with special SEM software. Let l be a distance corresponding to ten segmentation bands; then, the segmentation density η_s will be the inverse of the bandwidth:

$$\eta_s = \frac{1}{l_b} = \frac{10}{l} \quad (7)$$

where l_b is the band width.

For the aluminum alloy 6061-T6 cut with a -7 rake angle, the segmentation is observable at speeds from 200 m/min. While for the null rake angle, observable chip segmentation starts at about 250 m/min, for the rake angle of +7° there is no noticeable segmentation. In the absence of noticeable chip segmentation, the chip is continuous while the chip is partially or completely segmented when segments are visible. These results are summarised in Table 2.

The chip compression ratio is presented in Table 3 in the same format of Table 2. In the both tables (2 and 3), the gray boxes represent a continuous chip formation zone. The chip compression ratio C_h can be calculated as follows:

$$C_h = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (8)$$

Where α is the tool rake angle and ϕ is the shear angle, which can be measured or calculated by the Zvorikyn formulae (Eq. 2) :

$$\phi = A + \frac{\alpha - \lambda}{2} \quad (9)$$

The chip compression ratio can be also geometrically measured by:

$$C_h = \frac{h}{h_c} \quad (10)$$

Where h is the undeformed chip thickness and h_c is the chip thickness.

In Table 3, the chip compression ratio is geometrically measured for the aluminum alloy 6061-T6. When the cutting speed increases, the chip compression ratio increases, and the chip becomes thin and brittle. When the chip becomes brittle, the dust emission decreases significantly.

There is a correlation between chip morphology, cutting parameters, and dust emission. Continuous chips produce more dust than segmented chips, while an increase in the segmentation density increases the dust emission. In Table 2, the density of segmentation drops from a certain value of cutting speed, depending on the tool geometry. However, the negative tool rake angle produces more brittle and segmented chips than the positive tool rake angle does (Tab. 2, 3). Therefore, the decrease in the tool rake angle increases the brittleness of the chip during machining. For a positive tool rake angle, the deformation is less than that obtained with the negative tool rake angle, but the contact length is also greater in the positive rake angle. Consequently, the dust emission increases with the increase in the tool rake angle (Figure 5-14).

The size distribution analysis presents the same behaviour regarding the effects of tool rake angle, cutting speed, and material. For nanoparticles and different concentrations, the

negative tool rake angle produces less nanometric dust than a positive rake angle under the same conditions.

4- CONCLUSIONS

In the present work, the influence of tool geometry on dust emission was studied. It was shown that a -7° tool rake angle generates less dust than a $+7^\circ$ rake angle as a consequence of more segmentation in the chips. In order to further reduce dust emission, a null or negative rake angle is recommended. However, it seems that the null rake angle is optimal for less deformation of chip (minimum cutting load) and minimum dust emission. The influence of material on dust emission is significant. In particular, the brittleness of the chip plays an important role. There are three different ranges of cutting speeds for which the dust emissions are different. The presence of the third range is a characteristic of ductile materials.

The variation of the dust emission with cutting speeds is increasing for brittle materials but the quantity of particle emission remains generally very small compared to the ductile materials.

The particle size (fine and nanoparticle) experiment and analysis in particle number showed that most generated during machining are nanoparticles. In future work, an analytical model will be developed to predict dust emission, taking into account the effects of cutting parameters, workpiece material, tool geometry, and particle size distribution.

5- ACKNOWLEDGEMENTS

The authors thank ALCAN and the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada (NSERC) for financial support and the graduate student G. D'Amour for the help during machining tests.

REFERENCES

1. Dhar, N. R., Islam, M. W., The influence of minimum quantity of lubrication (MQL) on cutting temperature, chip and dimensional accuracy in turning AISI-1040 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 171(1) 2006, p 93-99.
2. Dhar, N. R., Kamruzzaman, M., et al., Effect of minimum quantity lubrication (MQL) on tool wear and surface roughness in turning AISI-4340 steel. *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 172(2), 2006, p 299-304.
3. Yue, Y., Gunter, K. L., et al., Cutting fluid mist formation in turning via atomization part 1: Model development. American Society of Mechanical Engineers, Manufacturing Engineering Division, MED 11, 2000, p 843-850.
4. Yue, Y., Gunter, K. L., et al., Cutting fluid mist formation in turning via atomization part 2: Experimental validation. American Society of Mechanical Engineers, Manufacturing Engineering Division, MED 11, 2000, p 851-858. 1
5. Yue, Y., J. Sun, et al., Character and behaviour of mist generated by application of cutting fluid to a rotating cylindrical work piece, part 1: Model development. *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME* Vol. 126(3): 2004, p 417-425.
6. Bell, D. D., Chou, J., et al., Modeling of the environmental effect of cutting fluid. *Tribology Transactions* Vol. 42(1), 1999, p 168-173.
7. Chen, Danian., Sarumi, M., Al-Hassani, S. T. S., Computational mean particle erosion model. *Wear*. Vol. 214, 1998, p 64-73
8. Chen, Z., Atmadi, A., et al., Analysis of cutting fluid aerosol generation for environmentally responsible machining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol 49(1), 2000, p 53-56.
9. Chen, Z., Liang, S. Y., et al., Predictive modeling of cutting fluid aerosol generation in cylindrical grinding. NAMRC, May 21-24 2002, West Lafayette, ID, Society of Manufacturing Engineers.

10. Chen, Z., Wong, K., et al., Cutting fluid aerosol generation due to spin-off in turning operation: Analysis for environmentally conscious machining. *Manufacturing Science and Engineering - 1999* (The ASME International Mechanical Engineering Congress and Exhibition), Nov 14-Nov 19 1999
11. Atmadi, A., Stephenson, D. A., et al., Cutting fluid aerosol from splash in turning: Analysis for environmentally conscious machining. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 17(4), 2001, p 238-243.
12. Rossmoore, H. W. and Rossmoore, L. A., Effect of microbial growth products on biocide activity in metalworking fluids" Symposium on Extra cellular Microbial Products in Bio-deterioration, Apr 9-10 1990 *International Bio-deterioration* 27(2): 145-156.
13. Sondossi, M., Rossmoore, H. W., et al., Relative formaldehyde resistance among bacterial survivors of biocide-treated metalworking fluid, *International Bio-deterioration and Biodegradation*, Vol. 48(1-4), 2001, p 286-300.
14. Sutherland, J. W., Kulur, V. N., et al., Experimental investigation of air quality in wet and dry turning, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 49(1), 2000, p 61-64
15. Dudzinski, D., Devillez, A., Moufki, A., Larrouquere, D., Zerrouki, V., Vigneau, J., 2004. A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. V 44. 439-56.
16. Weinert, K., Relation between process energy and tool wear when turning hard facing alloys. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 43(n 1), 1994, p 97-100.
17. Weinert, K. I., Sutherland, J.W., Wakabayashi, T., Dry machining and minimum quantity lubrication. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 53(n 2), 2004, p 511-537.
18. McCabe, J. and Ostraff, M. A., Performance experience with near-dry machining of aluminium. *Lubrication Engineering*, Vol. 57(12), 2001, p 22-27.
19. Makiyama, T., Developments in machine tools for MQL cutting.

- Toraibarojisuto/Journal of Japanese Society of Tribologists, Vol. 47(7), 2002, p 533.
20. Makiyama, T. and Yamane, Y., Drilling with MQL process. Progress of Machining Technology - Proceedings of the Seventh International Conference on Progress Machining Technology, ICPMT'2004, Dec 8-11 2004, Suzhou, China, Aviation Industry Press, Anwai, Beijing, 100029, China.
 21. Suda, S., Developments in cutting fluids for MQL cutting. Toraibarojisuto/Journal of Japanese Society of Tribologists Vol. 47(7), 2002, p 550.
 22. Wakabayashi, T., Inasaki, I. et al., Tribological action and optimal performance: Research activities regarding MQL machining fluids. Machining Science and Technology, Vol. 10(1), 2006, p 59-85.
 23. Balout, B., Songmene, V., Masounave, J., Usinabilité des alliages de magnésium et d'aluminium Partie I: Forces de coupe. proc. of the international symposium on enabling technologies for light metal and composite materials and their end-products, 41th conf. of metallurgists of CIM, 2002, p 223-242
 24. Songmene, V., Balout, B., Masounave, J., Clean machining: Experimental investigation on dust formation Part I: Influence of machining parameters and chip formation. International journal of environmentally conscious design & manufacturing (ECDM) Vol. 14, 2008, p 1-16.
 25. Songmene, V., Balout, B., Masounave, J., Clean machining: Experimental investigation on dust formation Part II: Influence of machining strategies and drill condition. International journal of environmentally conscious design & manufacturing (ECDM) Vol. 14, 2008, p 17-33.
 26. Khettabi, R., Songmene, V. and Masounave, J., Effect of tool lead angle and chip formation mode on dust emission in dry cutting. Journal of Materials Processing Technology Vol. 194(1-3), 2007, p 100-109.
 27. Ohbuchi Y., Obikawa, T., Finite Element Modelling of Chip Formation in the Domain of Negative Rake Angle Cutting, Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME, Vol. 125, 2003, p 324-332.

28. Fang, N., Tool-chip friction in machining with a large negative rake angle tool. *Wear*. Vol. 258, 2005, p 890-897.
29. Turret. R., *Performance of Metal-Cutting Tools*, Butter works publication limited, Great Britain. 1958.
30. Günay, M., Alsan, E., Korkut, I., Seker, U., Investigation of the effect of rake angle on main cutting force, *Machine Tools & Manufacture*, Vol. 44, 2004, p 953-959.
31. Saglam H., Yaldiz, S., Unsacar, F., The effect of tool geometry and cutting speed on main cutting force and tool tip temperature, *Materials and Design*, Vol. 28, 2007, p 101-111.
32. Saglam H., Yaldiz, S., Unsacar, F., Investigation of the effect of rake angle and approaching angle on main cutting force and tool tip temperature, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 46, 2006, p 132-141.
33. Dahlman, P., Gunnberg, F., Jacobson, M., The influence of rake angle, cutting feed and cutting depth on residual stresses in hard turning, *Materials Processing Technology*, Vol. 147, 2004, p 181-184.
34. Huang, L., Chen, J.C., Chang, T., Effect of tool-chip contact length on Orthogonal turning Performance, *Industrial Technology*, 1999, 15 (2).
35. Singh, D., Rao, P.V., A Surface roughness prediction model for hard turning process, *Advanced Manufacturing Technology* Vol. 23, 2001, p 1115-1124.
36. Peters, Thomas M., Ott, Darrin., O'Shaughnessy, Patrick T., Comparison of the Grimm 1.108 and 1.109 portable aerosol spectrometer to the TSI 3321 aerodynamic particle sizer for dry particles. *Annals of Occupational Hygiene*, Vol. 50, 2006, p 843-850.
37. Arumugam, P. U., Malshe, A. P., and Batzer, S. A. "Dry machining of aluminium-silicon alloy using polished CVD diamond-coated cutting tools inserts." *Surface and Coatings Technology*, Vol. 200(11), 2006, p 3399-3403.
38. Boothroyd G., Knight, *Fundamentals of Machining and Machine Tools*, 3rd edition,

- Taylor & Francis, London. New York, 2006.
39. Kelly, J. T., Bahman Asgharian, Kimbell, J. S. and Wong, B. A., Particle deposition in human Nasal Airway Replicas Manufactured by Different Methods. Part II: ultrafine Particles. *Aerosol science and technology*, Vol. 38, 2004, p 1072-1079.
 40. Reist P. C., *Aerosol Science and Technology*, 2nd edition, Mc Graw-Hill inc, New-york. ISBN 0-07-051882-3. 1993.
 41. Xie, J.Q., Bayoumi, A.E. and Zbib, H.M., Study on shear banding in chip formation of orthogonal machining. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 36(7), 1996, p. 835-847.

Figures captions

Figure 1 Experimental setup

Figure 2 Average dust concentration (PM2.5) as a function of cutting speed when turning steels and 6061-T6 aluminum.

Figure 3 Dust unit as a function (PM2.5) of cutting speed during turning of cast iron

Figure 4 Rake angle and shear angle in orthogonal cutting

Figure 5 Dust Unit (PM2.5) as a function of tool rake angle & cutting speeds 4140 Steel

Figure 6 Dust Unit (PM2.5) as a function of rake angle & cutting speeds of 1018 Steel

Figure 7 Dust Unit (PM2.5) as a function of rake angle & cutting speeds of Al 6061-T6

Figure 8 Dust Unit (PM2.5) as a function of rake angle & cutting speeds of cast iron

Figure 9 Effect of the rake angle on the specific surface concentration and the micronic particle size distribution during machining of AISI 1018 steel. a) negative tool rake angle and b) positive rake angle

Figure 10 Effect of the rake angle on the mass concentration and the micronic particle size distribution during machining of AISI 1018 steel. a) negative tool rake angle and b) positive rake angle

Figure 11 Effect of the rake angle on the number concentration and the micronic particle size distribution during machining of AISI 1018 steel. a) negative tool rake angle and b) positive rake angle

Figure 12 Effect of the rake angle on the specific surface concentration and the nanometric particle size distribution during machining of AISI 1018 steel. a) negative tool rake angle and b) positive rake angle

Figure 13 Effect of the rake angle on the mass concentration and the nanometric particle size distribution during machining of AISI 1018 steel. a) negative tool rake angle and b) positive rake angle

Figure 14 Effect of the rake angle on the number concentration and the nanometric particle size distribution during machining of AISI 1018 steel. a) negative tool rake angle and b) positive rake angle

Figure 15 Orthogonal cutting (uncut chip cross section)

Figure 16 Aluminum chip segmentation 25X

Figure 17 Density of chip Segmentation (V250 left V300 right) alpha -7

Table 1

Conditions and parameters used during the test

Operation	Orthogonal cutting
Feed rate (mm/rev)	0.203
Cutting speed (m/min)	0-300
Tool material	Uncoated carbide
Rake angles (degrees)	-7, 0, +7
Lubricant & Coolant	None
Work piece materials	Aluminium alloy 6061-T6 AISI 1018 & AISI 4140 steels Grey cast iron

Table 2

Chip segmentation density (6061-T6 Aluminum)

← Continuous chip / Segmented chip →

Rake angle (°)	100 m/min	150 m/min	200 m/min	250 m/min	300 m/min
-7	-	-	6042	4960	3433
0	-	-	-	4292	3322
+7	-	-	-	-	-

Table 3
Chip ratio (6061-T6 Aluminum)

← Thick chip /Thin chip →

Rake angle ($^{\circ}$)	100 m/min	150 m/min	200 m/min	250 m/min	300 m/min
-7	0.1876	0.1925	0.2081	0.2199	0.2320
0	0.2147	0.2027	0.2299	0.2330	0.2387
+7	0.2587	0.2744	0.2593	0.2806	0.2894

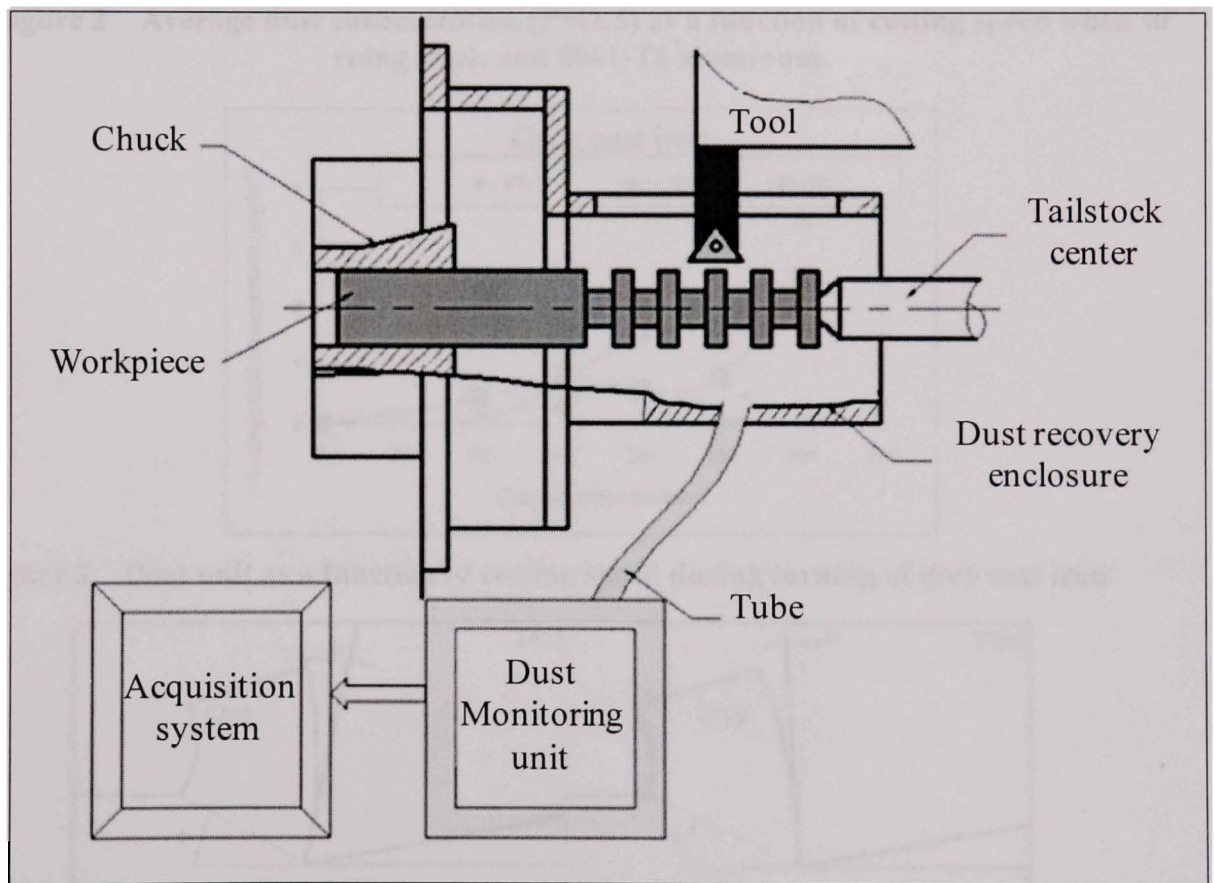


Figure 1 Experimental setup

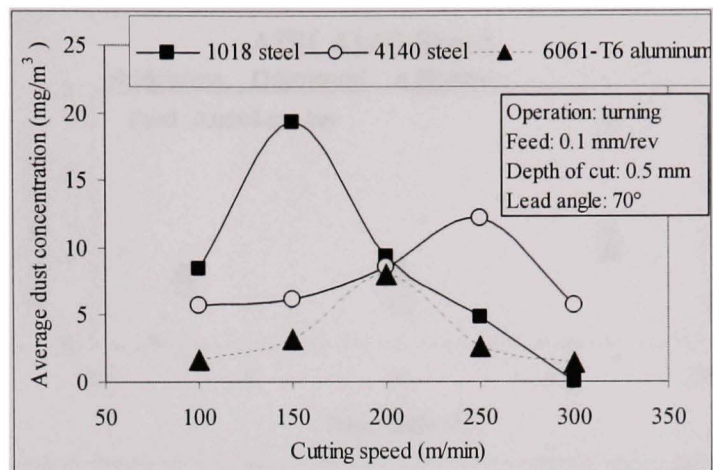


Figure 2 Average dust concentration (PM2.5) as a function of cutting speed when turning steels and 6061-T6 aluminum.

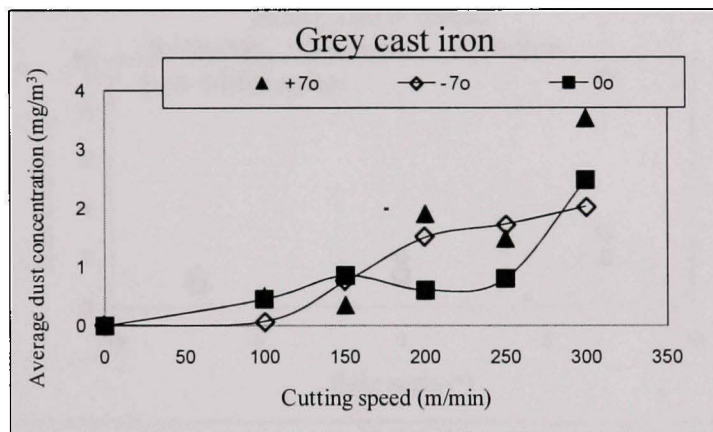
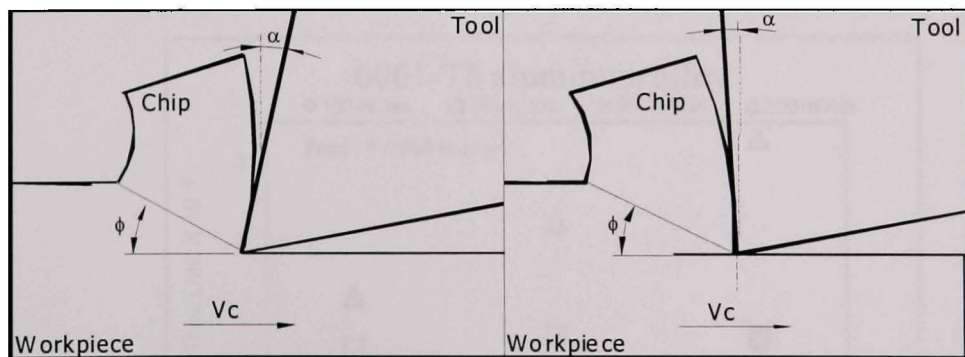


Figure 3 Dust unit as a function of cutting speed during turning of grey cast iron



a) Positive rake angle *b)* Negative rake angle

Figure 4 Rake angle and shear angle in orthogonal cutting

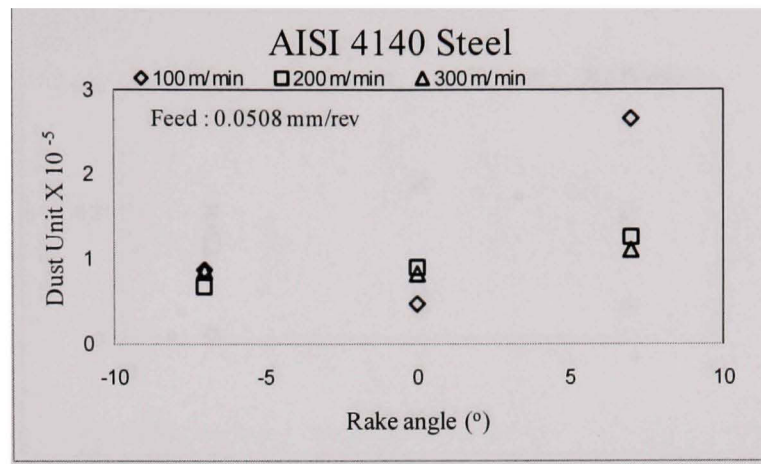


Figure 5 Dust Unit (PM2.5) as a function of rake angle and cutting speeds 4140 Steel

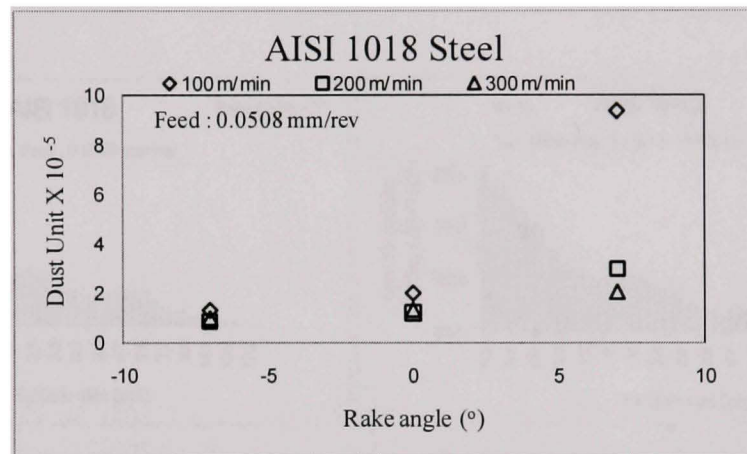


Figure 6 Dust Unit (PM2.5) as a function of rake angle and cutting speeds during turning of 1018 Steel

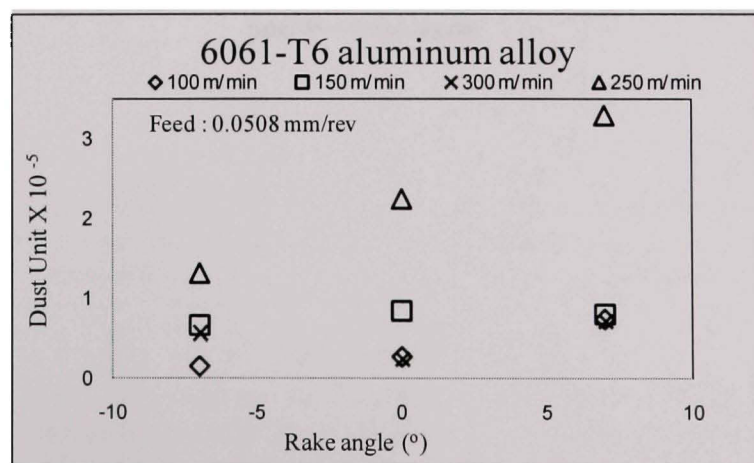


Figure 7 Dust Unit (PM2.5) as a function of tool rake angle and cutting speeds during turning of 6061-T6 aluminum alloy

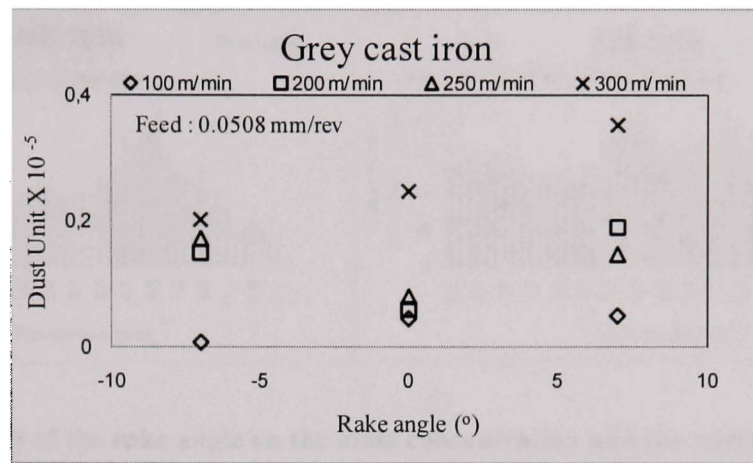
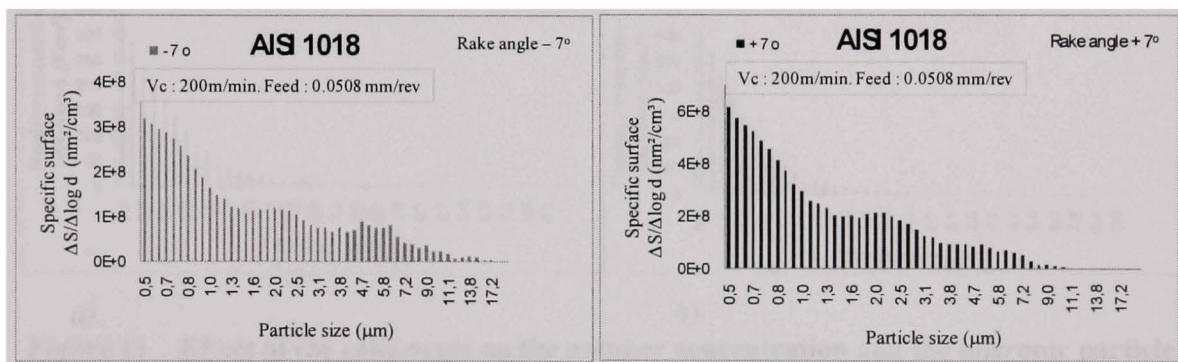


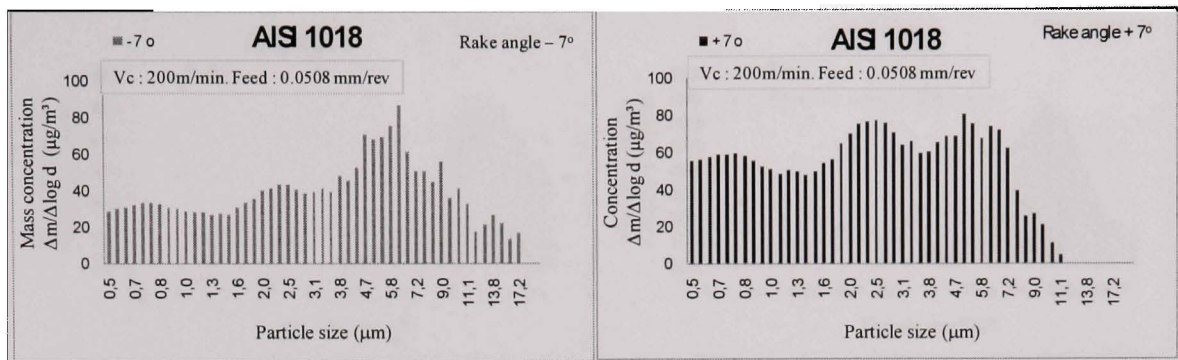
Figure 8 Dust Unit (PM2.5) as a function of tool rake angle and cutting speeds during turning of grey cast iron



a)

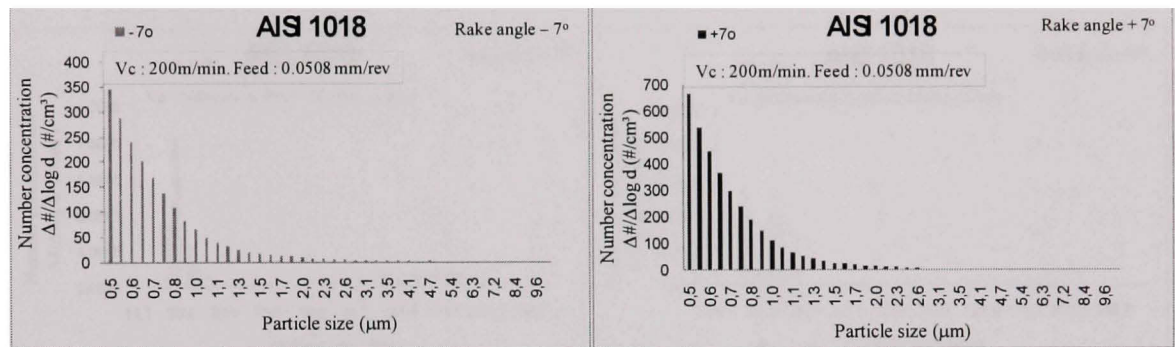
b)

Figure 9 Effect of the rake angle on the specific surface concentration and the micronic particle size distribution during machining of AISI 1018 steel. a) negative tool rake angle and b) positive rake angle



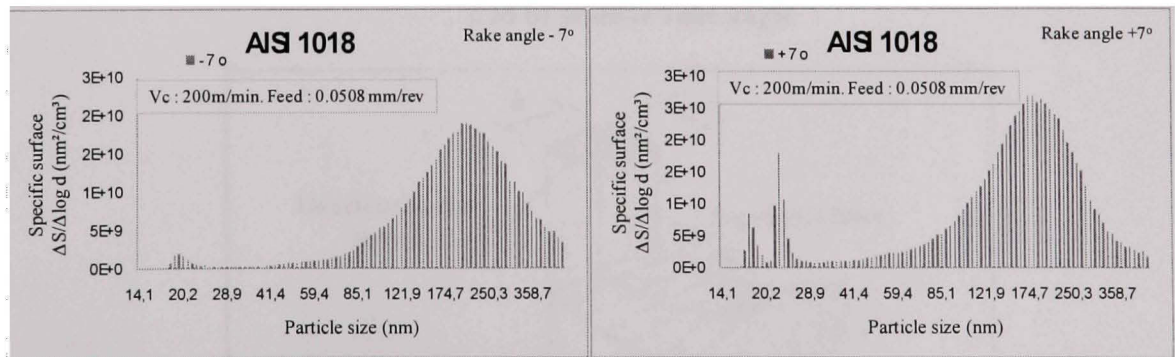
a) b)

Figure 10 Effect of the rake angle on the mass concentration and the micronic particle size distribution during machining of AISI 1018 steel. a) negative tool rake angle and b) positive rake angle



a) b)

Figure 11 Effect of the rake angle on the number concentration and the micronic particle size distribution during machining of AISI 1018 steel. a) negative tool rake angle and b) positive rake angle



a) b)

Figure 12 Effect of the rake angle on the specific surface concentration and the nanometric particle size distribution during machining of AISI 1018 steel. a) negative tool rake angle and b) positive rake angle

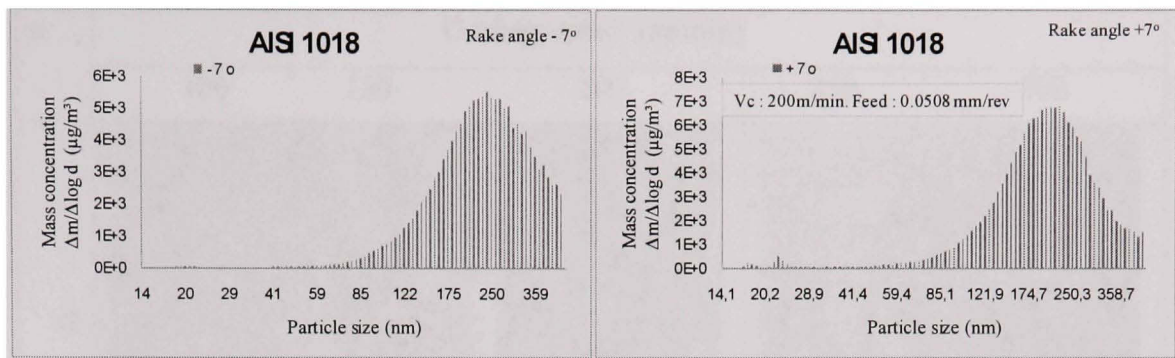


Figure 13 Effect of the rake angle on the mass concentration and the nanometric particle size distribution during machining of AISI 1018 steel. a) negative rake angle and b) positive rake angle

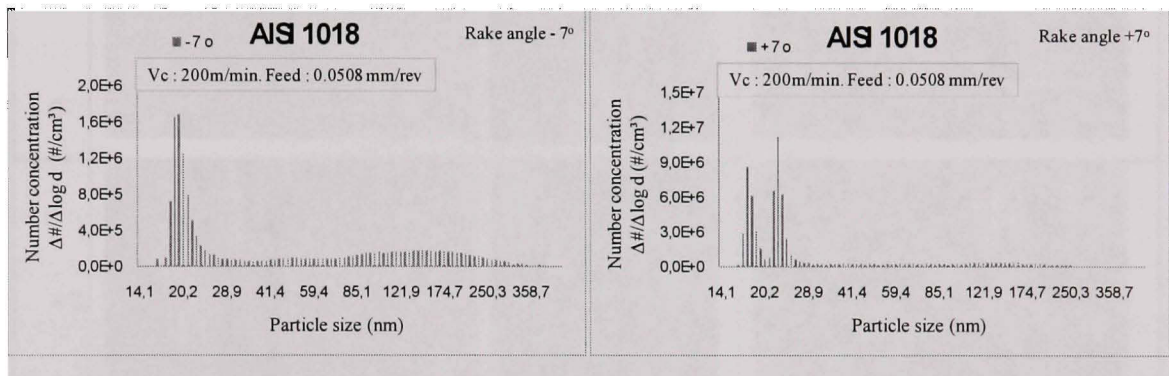


Figure 14 Effect of the rake angle on the number concentration and the nanometric particle size distribution during machining of AISI 1018 steel. a) negative tool rake angle and b) positive rake angle

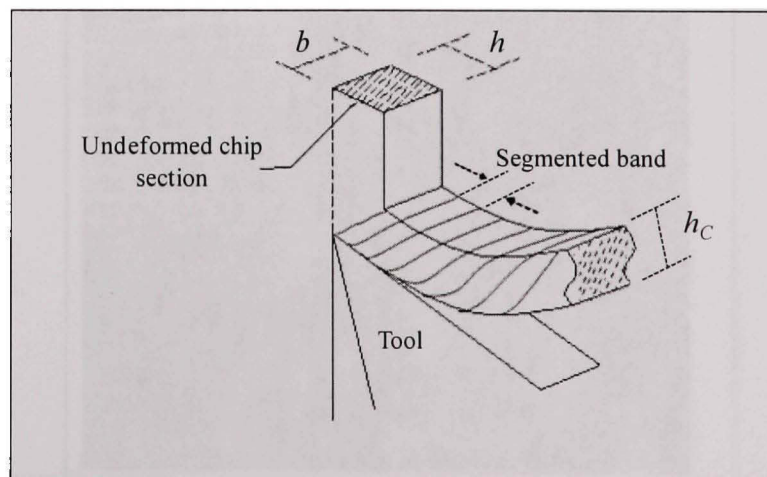


Figure 15 Orthogonal cutting (uncut chip cross section)

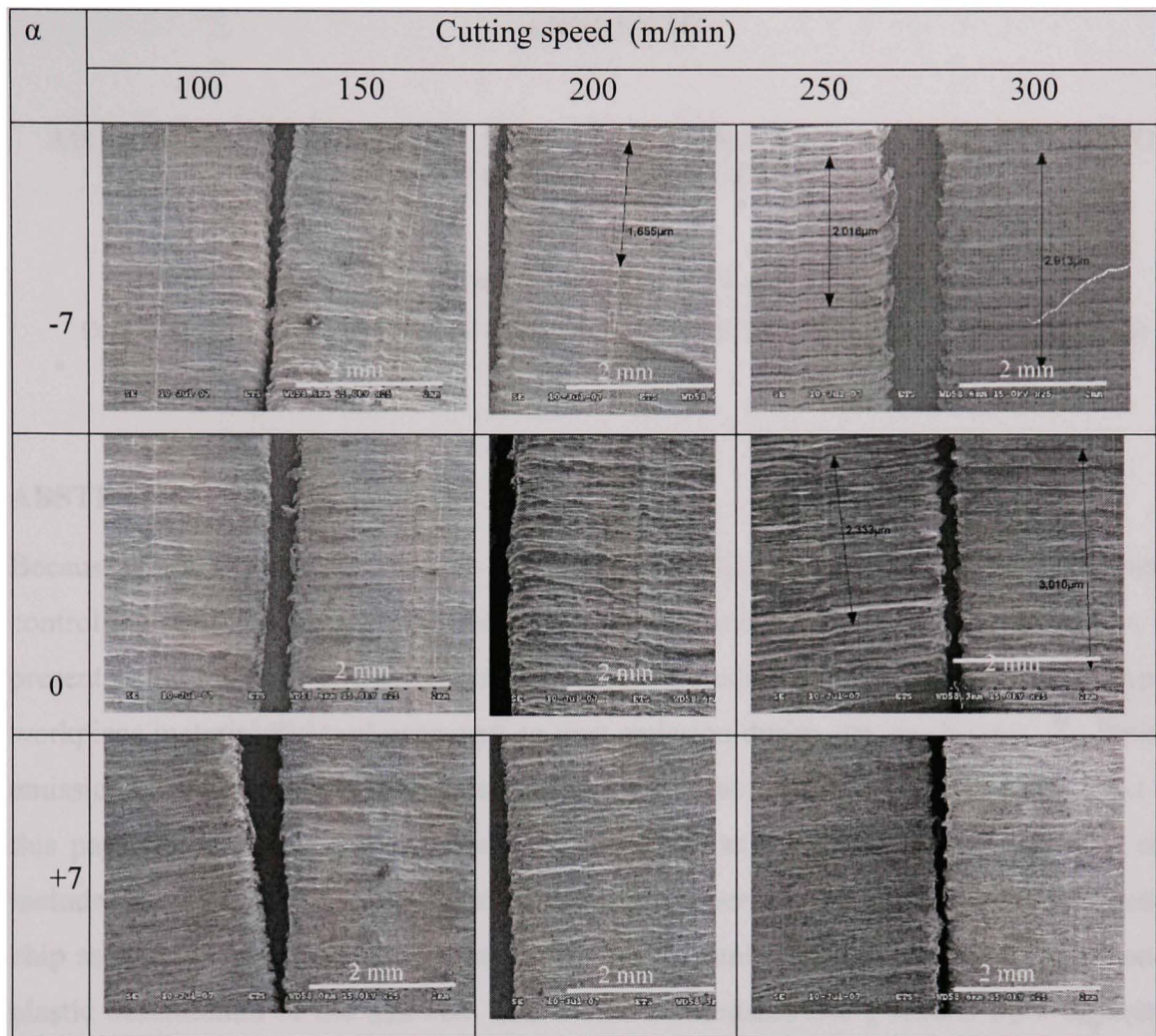


Figure 16 Aluminum chip segmentation

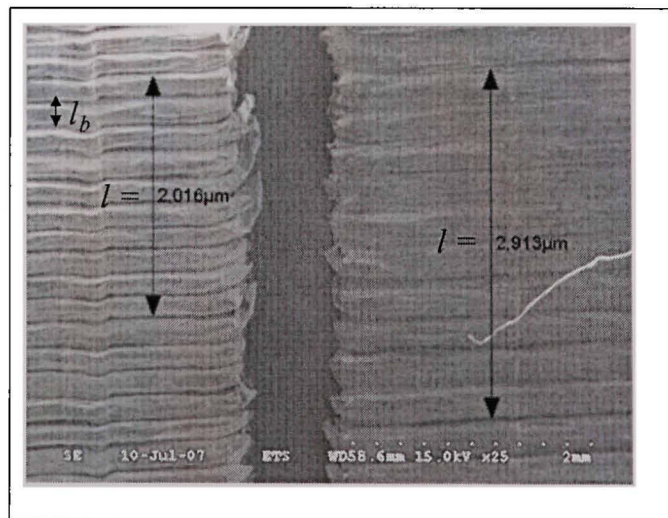


Figure 17 Density of chip Segmentation (V250 left V300 right) alpha -7

ANNEXE III

ARTICLE 3: MODELING OF FINE AND ULTRAFINE PARTICLE EMISSION DURING ORTHOGONAL CUTTING

Khettabi R., Songmene V., Zaghibani I. and Masounave J.

Dept of mechanical Engineering, University of Quebec, ETS, Montreal, Quebec H3C 1K3, Canada

ABSTRACT

Because of the risks associated with exposure to metallic particles, efforts are being put into controlling and reducing them during the metal working process. Recent works have presented the methods and results of experimental studies on the effects of cutting speeds, workpiece material and tool geometry on dust emission during dry machining. To limit dust emissions, we must understand under which conditions formed, and be able to predict it. In this paper, dust emission mechanisms are identified and a model is proposed. The model includes the tool geometry, the worked material properties, the cutting conditions, and the chip segmentation is based on the energy approach combined with the microfriction and the plastic deformation of the material. The model is validated using results from experiments conducted on 6061-T6 aluminum alloy, AISI 1018, AISI 4140 steels and grey cast iron during an orthogonal turning process. Good agreement was found with experimental results.

Key words: Dry turning, dust, PM2.5, modeling, prediction

Paper organisation

1-Introduction

2- Dust emission modeling

2.1- Mechanisms of dust production

2.2- Empirical modeling of the effect of cutting speed on dust emission

2.3-Analytical modeling of dust emission

3- Model validation, results and discussions

3.1- Effect of the cutting speed

3.2- Combined effect of the cutting speed and the rake angle

3.3- Combined effect of the feed and the cutting speed

4-Conclusions

5-Acknowledgement

Appendix A. The proposed dust emission model solution algorithm

Appendix B. The flow localization parameter β

1- INTRODUCTION

The exposure to high concentrations of inhalable metal particles can cause serious pulmonary disease. Aerosols generated during all machining processes are harmful both to operator health and to the environment (Ref 1, 2). The solid aerosols are produced by the part material, the liquid aerosols caused by the impact of cutting fluids are the primary culprit in terms of contamination (Ref 3-13). It was found that wet machining generates more fine airborne particles than dry machining (Ref 14, 15).

Experimental works have shown that dry aerosols generated during metal machining depend on the workpiece material and its conditions as well as on the cutting parameters (Ref 16-18) and the tool geometry (Ref 19, 20) used.

The predictive modeling of dust emissions is required in finding strategies to reduce such emissions at the source while remaining competitive. To the author's knowledge, the literature contains limited models for the prediction of dust emissions during machining processes (Ref 15, 19, 22). Zipf and Bieniawski (Ref 21) proposed a phenomenological interpretation for fine dust emission during coal machining only, and it is thus not applicable to metals. This is also the case for the semi-empirical model developed by Page and Organiscak (Ref 22) for the airborne respirable dust concentrations in coal mine drilling, especially because this model is conditioned by the specific material, operation and setup used.

For the metallic dust generated during machining processes, the following process parameters are important: cutting conditions (cutting speed, depth of cut and feed rate), tool geometry (rake angle, and lead angle) and workpiece material (Ref 19, 20). These parameters influence the shearing of metal, the friction and the plastic deformation.

Friction and plastic deformation are believed to be important sources of dust emission in machining. The plastic deformation affects the chip formation mode, and the creation of new surfaces, cracks and crack propagation depend on the behaviour of the workpiece material. High ductile deformation, which is generalized in the mass of the chip, causes friction in the shear planes which produces a lot of dust. Friction can thus cause particle detachment by various means.

Particles generated by friction have been studied by many researchers using the characterization of the total quantity of particles produced (Ref 7, 23-26). Their results and the proposed models become limited and unpractical when the particle size is small. Ko et al. (Ref 27) modeled the phenomenon of frictional particle production by proposing a special microscopic roughness design in which surface asperities shaped were considered as randomly spaced cylindrical corrugations. This work shows the effect of the surface roughness on particle emission. Akarca et al. (Ref 28) found that during sliding wear of the A356 aluminum alloy, wear particles are generated by the nucleation of voids and the

propagation of micro-cracks at a certain depth under the surface. Hsu-Wei (Ref 29, 30) proposed a special surface texture design to control surface asperities in order to identify the mechanism of particle detachment by friction, and proposed a predictive mathematical model. However, the Hsu-Wei's model (Ref 29, 30) uses dimensions for the surface texture that are not realistic since the shape and the distribution of surface asperities of most mechanical parts are random. During the cutting process, the friction at the tool-chip interface and at the tool workpiece interface can both produce particles.

Rautio et al. (Ref 38) developed an empirical model for dust emission. They found that the fraction of dust mass generated to the chip removed from the workpiece material is inversely proportional to the chip thickness. They then concluded that the fraction of dust generated is proportional to the ratio of the cutting speed to the feed rate used. This model is simple and very convenient, but was validated only on medium-density fiberboard materials. Also, this model fails to recognize the behaviour of ductile materials on dust which presents a decreasing zone beyond a certain cutting speed (Ref 15-20).

Recent experimental studies performed by Khettabi et al. (Ref 19, 20) showed the important effect of different cutting parameters, tool geometry, and workpiece material on metallic particle generation during machining of metallic materials. Zaghbani et al. (Ref 15) proposed a semi-predictive model for fine metallic dust generation during high-speed milling using the energy created in the primary chip deformation zone and the measured cutting forces data. The model which depends mostly on the cutting speed used was validated on the 6061-T6 aluminum alloy only. Friction and deformation at the tool-chip interface which influence the chip formation can also influence the generation of metallic dust, so do the material properties.

In this work, a fully predictive model is developed for metallic particle emission during orthogonal cutting. The model is based on phenomenological aspects: energy approach combined with the friction and the plastic deformation of the material. The model includes cutting parameters, material properties, temperature, shear stress, shear stress rate, force and

the chip flow localization parameter developed by Xie et al (Ref 35). The predictive force-temperature model developed by Zaghibani and Songmene for the high speed milling of ductile materials (Ref 31) is transformed in this work into a predictive model for orthogonal cutting, and is used to estimate the energy involved in the cutting process. The model is validated using experimental test results presented in a recent work (Ref 20). The sensitivity of the model to cutting conditions permits us to locate the dangerous zones corresponding to the conditions under which the dust emission is at a maximum.

2- DUST EMISSION MODELING

The mechanisms of particle emission during metal cutting were identified. The model proposed in this work is based on different aspects including the tool geometry, the workpiece material properties, the cutting conditions, and the chip segmentation. In addition, the modeling uses the energy approach combined with the microfriction and the plastic deformation of the material.

2.1- Mechanisms of dust production

The formation of fine particles during the cutting process is caused by different phenomena such as: macroscopic and microscopic friction, plastic deformation and chip formation mode. The friction of the chip micro-segments between themselves produces particles of micrometric and nanometric in size. Similarly, the friction at the rake face between chip and tool also produces particles.

The analysis of chips can provide information on dust emission mechanisms. Figure 1 illustrates the mechanisms of dust emission by friction of the chip on the tool rake face. Particle formation by friction goes through two main steps, depending on the workpiece material: step 1 occurs during the material separation while step 2 takes place when the chip slides on the tool rake face. In the case of brittle materials, the chip is formed by brittle fracture, with the chip contact length being very small. In that situation, the contact between the tool material and the irregular chip surface can break up particles from the internal chip

surface. If the workpiece material is ductile, the chip will be formed by micro-segments that undergo a local work hardening due to the action of some asperities of the tool rake face. Then, the hardened small part is separated by a local brittle fracture. This mechanism describes how friction or microfriction can produce small particles during machining. The size of the particles separated depends on the tool rake face roughness, the cutting conditions, and the workpiece material.

The temperature involved in the cutting process alters the mechanical properties of material; modifies the chip formation mode and the particle emission. The temperature and the plastic deformation effects are integrated into the deformation energy that will be used later in modeling.

2.2- Empirical modeling of the effect of cutting speed on dust emission

Khettabi et al. (2007) developed an experimental dust emission model (Ref 19) described by the following relationship:

$$D_u = \frac{b}{V^c \exp\left(\frac{a}{V}\right)} \quad (1)$$

where D_u (dimensionless) is the dust unit defined as the ratio of the dust mass to the chip mass removed, V (m/min) is the cutting speed, and a , b and c are constants dependent on the workpiece material and the tool geometry. Rautio et al. (Ref 38) also used a similar dimensionless index to study the dust emission during milling of medium-density fiberboard materials and so did Zaghbani et al. (Ref 15) for studying the dust emission when milling an aluminum alloy.

The proposed model fit very well the experimental data, as shown in Figure 3. However, it is necessary to have a predictive model in order to find efficient strategies for limiting the dust emission. For that, an analytical model is developed and validated.

2.3- Analytical modeling of dust emission

Dust emission modeling can be based on the energy approach combined with macroscopic friction (tool-chip), microfriction, and plastic deformation of materials.

The energy provided by the tool must be higher than the extraction energy required for a particle to leave the parent material. This condition is similar to a common phenomenon known in physics and chemistry: to activate any reaction, it is necessary to provide enough energy to the system to break the bonds in order to form the corpuscle. The quantity of these particles follows an exponential law (Ref 32). In this work, we propose the following form to calculate the quantity of particles produced during machining:

$$D_U \propto e^{-\frac{E_A}{E}} \quad (2)$$

where E is the cutting energy per unit surface cut and per unit time (w/mm^2) and E_A is the energy state of the particle (particle activation energy per unit surface per unit time w/mm^2).

It is assumed that particles of the same size that are detached from the same zone find themselves in the same energy state. The other term, E_A depends on the size of the particle, on the emission zone, and especially, on the material being machined.

The effect of friction on the dust emission at the tool-chip interface is influenced by two main parameters: the chip segmentation density η_s and the roughness of the face of cut of the tool R_a . The chip friction on the rake face and the cutting forces can be reduced when the roughness is minimized, which consequently increases the tool life and facilitates chip evacuation. Therefore, minimizing the roughness can be beneficial for reducing dust emissions. Arumugam et al. (Ref 33, 34) tested the PCD tools, the unpolished CVD tools and the polished CVD tools. They found that the polished CVD tools produce less dust than PCD and unpolished CVD tools (Ref 33, 34). Under these conditions, according to the friction-related mechanisms of dust emission described in Figure 1, the following proportionality can be considered:

$$D_U \propto R_a \times \eta_s \quad (3)$$

The chip segmentation was already defined by Xie et al. (1996) (Ref 35) using a chip segmentation coefficient β :

$$\beta = -\frac{\sqrt{3}}{m} \left[\mu + \frac{0.9 \frac{\partial \tau}{\partial T}}{\rho_p C_p (1 + 1.328 B_0)} \right] \left[\mu \gamma + 1 - \frac{0.664 B_0}{1 + 1.328 B_0} \right] \quad (4)$$

where T is the temperature, ρ is workpiece density (Kg/m^3), C_p is workpiece specific heat in ($J/Kg - K$), μ is the strain hardening parameter, m is the strain rate sensitivity, τ is the shear stress, and B_0 is a coefficient defined as follows:

$$B_0 = \sqrt{\frac{K_p \gamma_{AB}}{Vf}} \quad (5)$$

Here, K_p is workpiece thermal conductivity (w/m), and γ_{AB} is the shear in the primary shear zone.

There is a critical value (β_c) for which the chip becomes segmented. This coefficient, β , has a maximum value (β_{max}) which depends on the process, material and the cutting conditions. Xie et al. (Ref 35) found that steels have a critical coefficient of around 5 for the tested cutting condition. For aluminum alloys (Figure 16), it was found, under the experimental conditions, that the critical value (β_c) is approximately 6.2 and that the maximum value of the flow localization parameter is similar to that of steels. For grey cast iron, there is no continuous chip, and the value of (β_c) is close to that of (β_{max}). The method used to calculate the flow localization parameter is detailed in Appendix B.

Taking into account the equations 3, 4, and 5, the friction effect at the tool-chip interface can be estimated as:

$$D_U \propto \frac{\beta_{max} - \beta}{\beta_c} \times R_a \times \eta_s \quad (6)$$

Additionally, dust emission is significantly influenced by material properties including its toughness: tougher materials producing more dust during machining than brittle materials (Ref 16-18). An increase in cutting speed is accompanied by an increase in temperature in the cutting zone. Initially, the increase in the cutting speed improves the mechanical properties, but beyond some values, the mechanical properties start to decrease. When the speed is increased, the temperature increases as well, after which the mechanical properties fall after a certain temperature (or critical speed). This situation is only in the case of ductile materials. Brittle materials cannot be softened, but the yield strength can be improved, which is why the dust emission always increases with the cutting speed. This behaviour is schematized in Figure 4 and is in agreement with the experimental data presented in Figure 2, 3 and Figure 6-9. Therefore, it can be formulated that:

$$D_U \propto f\left(\frac{V_0}{V}\right) \quad (7)$$

Dust production is also a phenomenon related to the material plasticity and the chip formation mode. An increase in the cutting speed is accompanied by an increase in the temperature in the primary and the secondary shear zones. The effect of the cutting speed is characterized by a competition of two phenomena (Figure 3, 4 and Figure 6-15): the friction in the chip shearing zone, which produces a lot of dust, and the high ductile deformation, spread with the chip mass. The friction produces particles only when the chip slip planes undergo a strong movement. Maximum dust generation is mainly due to this type of movement on the one hand, and to the high density of the shearing planes, on the other. At very low speeds, the chip crack is controlled by its brittleness (Figure 6-9). Because the crack opens, there is neither contact nor friction between its lips. At intermediate speeds, the slip planes are localized, their density increases as does the friction of the lips (Ref 36). In this

situation, the plastic deformation is limited and located in the shear plane (Figure 6-9). Shear rates are therefore considered very important, and help in the particle detachment process. At very high speeds, the density of segmentation is lower, and the plastic deformation is delocalized; consequently, the generation of fine particle tends to decrease as noticed by Zagbani et al. (Ref 15) during machining of 6061-T6 aluminum alloy at cutting speeds ranging from 300 m/min to 900 m/min. If the lips of the crack open, which is the case with intrinsically fragile materials, there is no friction, and thus the quantity of fine emitted particles is negligible.

A suitable model should take into account the above mentioned phenomena (Eq. 2-6). The correlation between different parameters is convoluted. Since the cutting phenomenon is a continuous process, the energy aspect and the cutting speed effect are not independent, as the cutting energy depends on the cutting speed. Furthermore, the cutting speed significantly influences the material behaviour and the chip formation mode. Consequently, a multiplicative form is adopted in order to develop a general model. The expected dependency can be written as follow:

$$D_u = A \times \frac{\beta_{max} - \beta}{\beta_c} \times R_a \times \eta_s \cdot \left(\frac{V_0}{V} \right)^\delta \exp \left(\frac{-E_A}{\tan \phi (1 - C_h \sin \alpha) V_c \frac{F_{sh}}{bf}} \right) \quad (8)$$

Where A is the factor of proportionality and δ is a material parameter introduced to characterize the ability of the material to produce metallic dust. For each material, a constant δ is attributed. The parameter δ is experimentally determined to obey the following criteria (Eq. 9).

where A is the factor of proportionality and δ is a material parameter.

$$\delta \equiv \begin{cases} \delta \geq 1 \rightarrow \text{Ductile materials.} \\ 0.5 < \delta < 1 \rightarrow \text{semi-ductile materials} \\ 0 < \delta \leq 0.5 \rightarrow \text{Brittle materials} \end{cases} \quad (9)$$

All parameters in equation 8, such as the rake angle α , the shear angle ϕ , the cutting speed V , the feed f , the roughness Ra , β_{max} , and β_c , can be known or easily determined. The shearing force and temperature can be measured directly or estimated, although measurements will be difficult in the case of some processes. Estimation is possible using the Needelman-Lemonds constitutive equations. The procedure used in estimating D_u for a given set of cutting conditions is illustrated by the flowchart Figure 17.

This global model (Eq. 8) was verified using a tool geometry variation. The experimental data, on steels and aluminum alloys presented in (Ref 20), show good agreement with the model within the experimental conditions (Figure 5). The experimental tests were repeated twice.

3. MODEL VALIDATION, RESULTS AND DISCUSSION

The predictive dust emission model (Eq. 8) is found to be in agreement with experimental results. The proposed algorithm was programmed and then used to simulate dust emissions during dry machining of aluminum 6061-T6, AISI 1018, and 4140 steels. The cutting speed was varied from 100 m/min to 300 m/min. The feed was kept constant at 0.0508 mm/rev for all tests. Carbide tools with different rake angles (-7° , 0 and 7°) were used for all tests. The material constitutive equation parameters were obtained from the literature. It was proven that the average values for the strain, strain rate and the temperature are not very sensitive to cutting conditions (Ref 37). The simulated results were compared with experimental results, and a good agreement was found (Ref 20).

The coefficient A in Eq. 8 is the adjustment factor of proportionality, and depends on the material and on the process. The chip segmentation or brittleness is characterized by the effect of the flow localization parameter $\frac{\beta_{max} - \beta}{\beta_c} \times R_a \times \eta_s$. With brittle materials, there is no continuous chip and β_c is close to β_{max} , and as a result, this term becomes very small. The flow localization parameter is plotted (such as Figs. 16 a and b) using Equation (3). The β_{max} is identified directly from the graph and β_c (set after analyzing the chip formed) is the value at which the chip becomes segmented.

The parameter δ is set experimentally in order to respect the condition (Eq. 9). The activation energy is affected by the microstructure of the workpiece material and the particle size. The microporosity in certain materials plays an important role in the characterization of the activation energy.

The model identification results for the orthogonal cutting of 6061-T6 aluminum alloy, 4140 steel, 1018 steel and grey cast iron are presented in Table 1. The particle activation energy, E_a , for aluminum alloy is lower than that for steels, meaning that fine and ultrafine particles can detach more easily from aluminum alloy than from steels. It also means that the aluminum alloy can be heated easily in order to facilitate the separation. In this situation, just a little energy is required to detach a particle from the parent material.

3.1- Effect of the cutting speed

Figures 9-12 illustrate dust generation as a function of cutting speeds for different materials. The experimental data presents a good agreement with the model because it includes the cutting condition and workpiece material parameters. Generally, a small difference is observed, and can be attributed to the measurement accuracy or to the formation of a built-up edge during the cutting process.

3.2- Combined effect of the cutting speed and the rake angle

The Figure 10-12 present the simulation results for dust emission as a function of the tool rake angles and the cutting speeds for aluminum alloy 6061-T6, AISI 1018, 4140 steels and grey cast iron. These results show good agreement with experimental data and the proposed model results (Figure 5). Even nanoparticle emission results during machining confirm the rake angle effect (Ref 20). When the tool rake angle increases, the dust emission also increases.

3.3- Combined effect of the feed and the cutting speed

The Figures 13-15 present the simulation results for dust emission as a function of the feed and cutting speed for dry machining of aluminum alloy 6061-T6, AISI 1018, and AISI 4140 steels. It was found that the generated dust decreases with chip thickness, a result which is consistent with the experimental findings of (Ref 38 and 39). Therefore, the increase in the feed rate reduces the amount of dust generated during machining. When the feed rate and cutting speeds both increase, the chip becomes more segmented and consequently, the dust emission decreases.

CONCLUSIONS

A predictive dust emission model was proposed in this work. A phenomenological description was developed and used in this model which includes the effect of the workpiece material, the tool geometry and the cutting parameters.

The influence of tool geometry, workpiece material, and cutting conditions on dust emission is significant. The new relationship describing the particle emission is summarized by:

$$D_u = A \times \frac{\beta_{max} - \beta}{\beta_c} \times R_a \times \eta_s \cdot \left(\frac{V_0}{V} \right)^\delta \exp \left(\frac{-E_A}{\tan \phi (1 - C_h \sin \alpha) V_c \frac{F_{sh}}{bf}} \right)$$

D_u the Dust Unit, β the flow localization parameter defined by Xie et al (Ref 35), E_A the energy activation, F_{Sh} the shear force, V the cutting speed, f the feed, ϕ the shear angle, α the tool rake angle and finally δ is a material parameter defined as.

$$\delta \equiv \begin{cases} \delta \geq 1 \rightarrow \text{Ductile materials.} \\ 0.5 < \delta < 1 \rightarrow \text{semi-ductile materials} \\ 0 < \delta \leq 0.5 \rightarrow \text{Brittle materials} \end{cases}$$

This δ parameter characterizes the effect of the material. Experiments confirm this description in turning process for different materials, different tool geometries and for different cutting conditions. The generation of micronic and submicronic particles during an orthogonal cutting process is less pronounced when a negative tool rake angle is used rather than a positive one. An increase in the feed rate also reduces less dust emissions because the chip becomes segmented and brittle, which is why we have proposed a model that will enable us to predict and reduce dust emissions. The model is based on chip segmentation, tool rake face roughness, cutting parameters, workpiece material and particle detachment energy. It was developed after analysis of chips for aluminum alloy 6061-T6, 1018, 4140 steels and grey cast iron under lot of cutting parameters.

Simulation results and experimental results showed good agreement. The main advantage of this model is that it predicts the dust emission based on cutting data, materials properties and tool geometry.

Table 1

Model constants for orthogonal cutting of 6061-T6 aluminum alloy, 4140 and 1018 steels

Material	Ra (μm)	δ	β_c	β_{max}	A	E_a (w/mm^2)
6061-T6 aluminum	0.075	1.50	6.2	8.0	1.25×10^{-4}	160
4140 Steel	0.072	1.75	5.25	8.0	2.5×10^{-4}	250
1018 Steel	0.073	2.10	5.12	8.0	1.56×10^{-4}	240

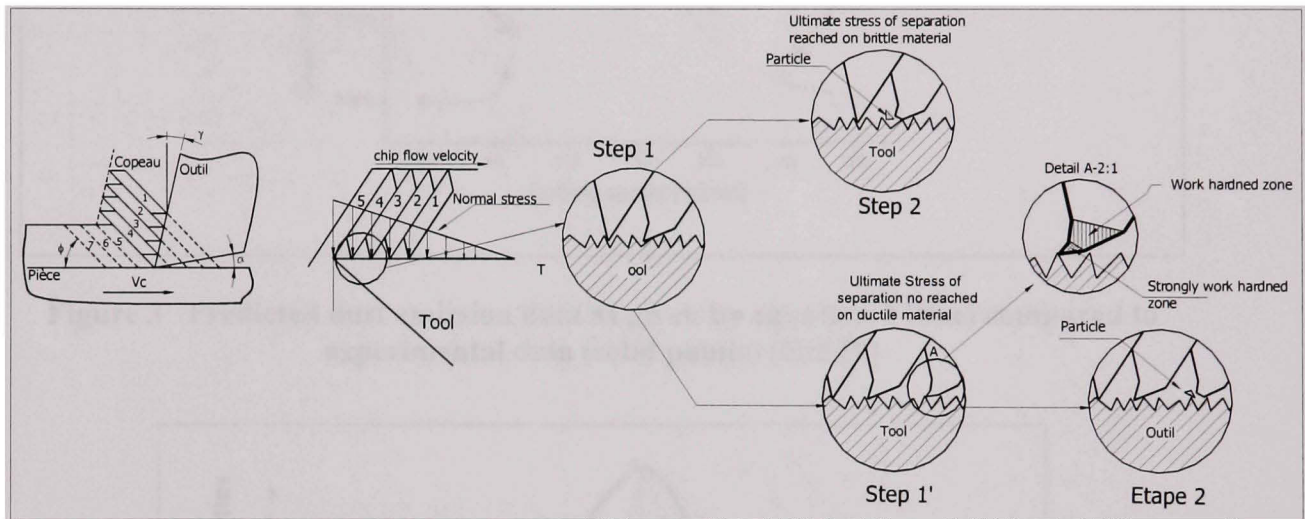


Figure 1 Schematic illustration of mechanisms of dust emission at the chip –tool

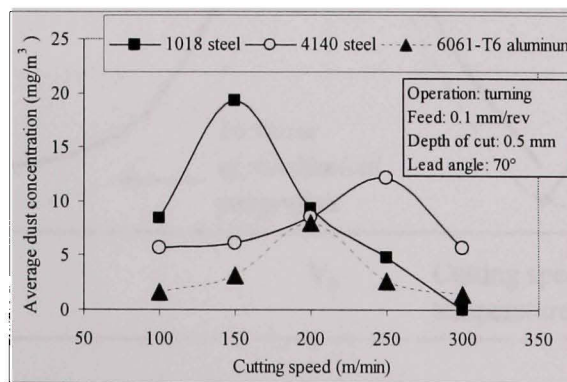


Figure 2 Average dust concentration (PM2.5) as a function of cutting speed when turning steels and 6061-T6 aluminum.

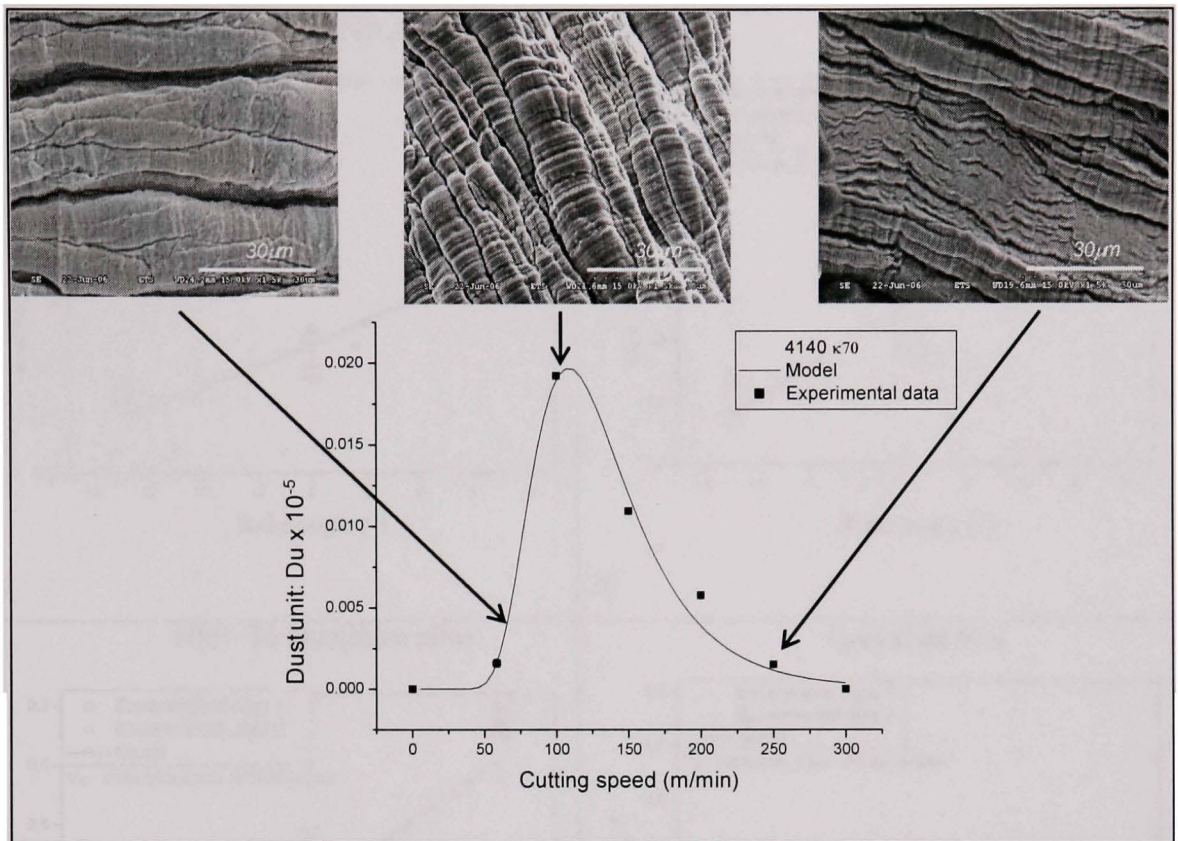


Figure 3 Predicted dust emission data as given by equation 1 (line) compared to experimental data (solid points) (Ref 19)

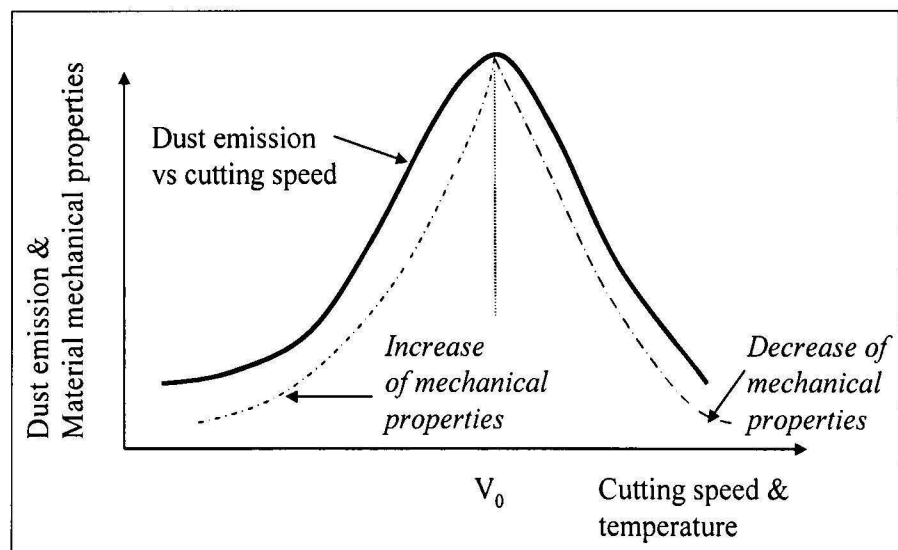


Figure 4 Cutting speed effect on mechanical behavior and dust emission

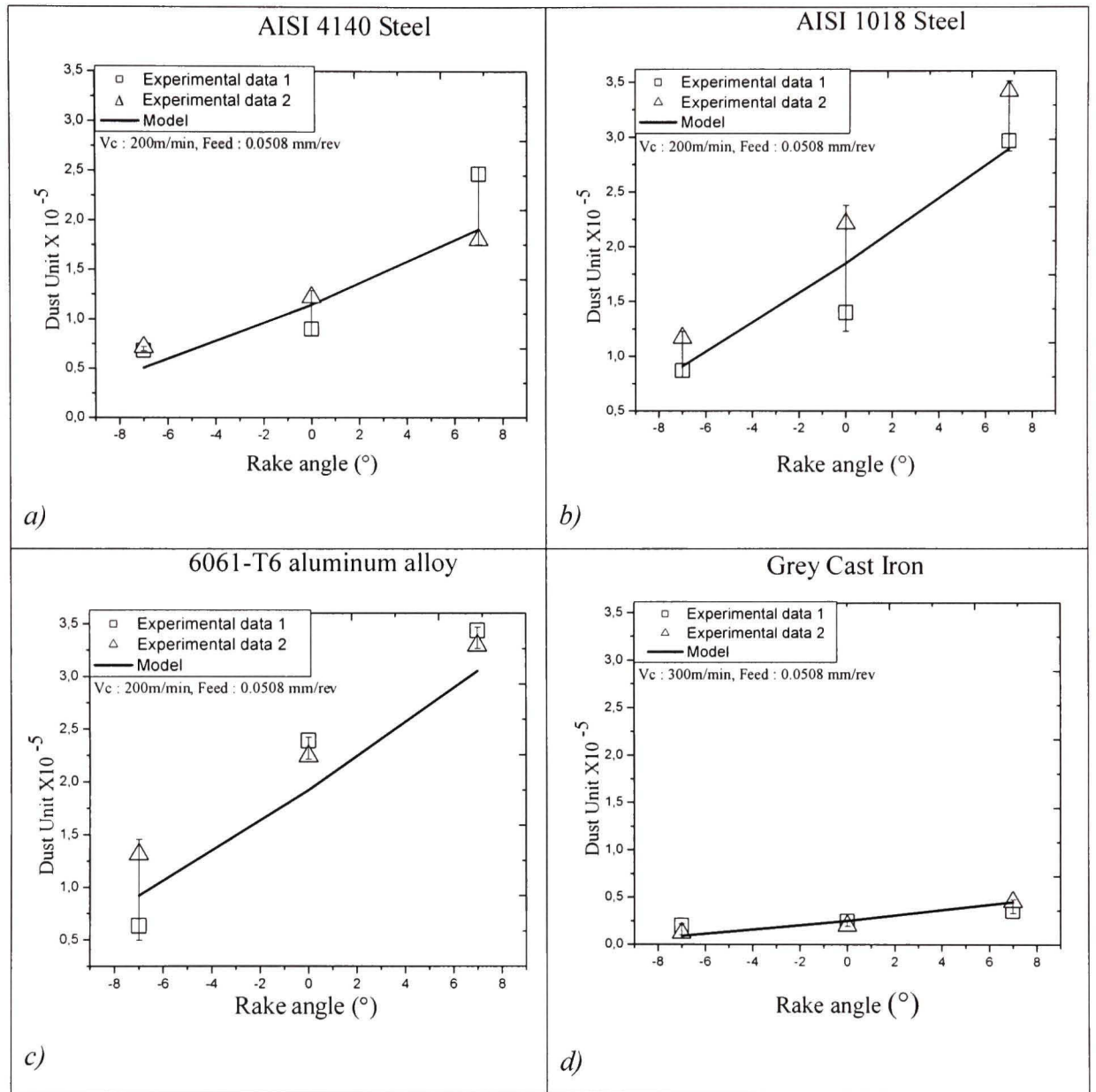


Figure 5 Predicted dust emission data as given by equation 8 (line) compared to two experimental data of AISI 1018, AISI 4140 steels, Grey cast iron and 6061-T6 aluminum alloy

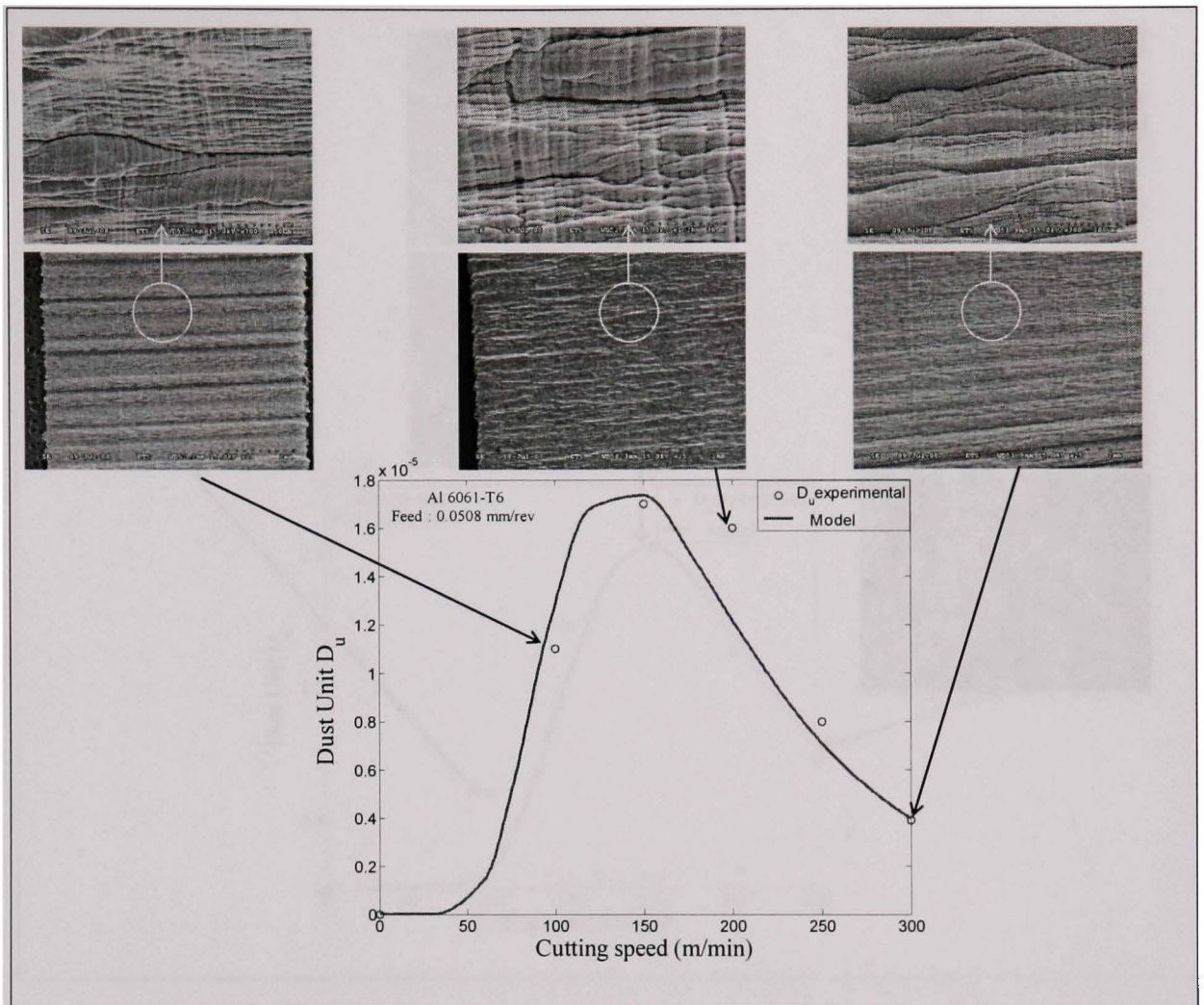


Figure 6 Simulation results and experimental results for dust emission when dry machining Al 6061-T6

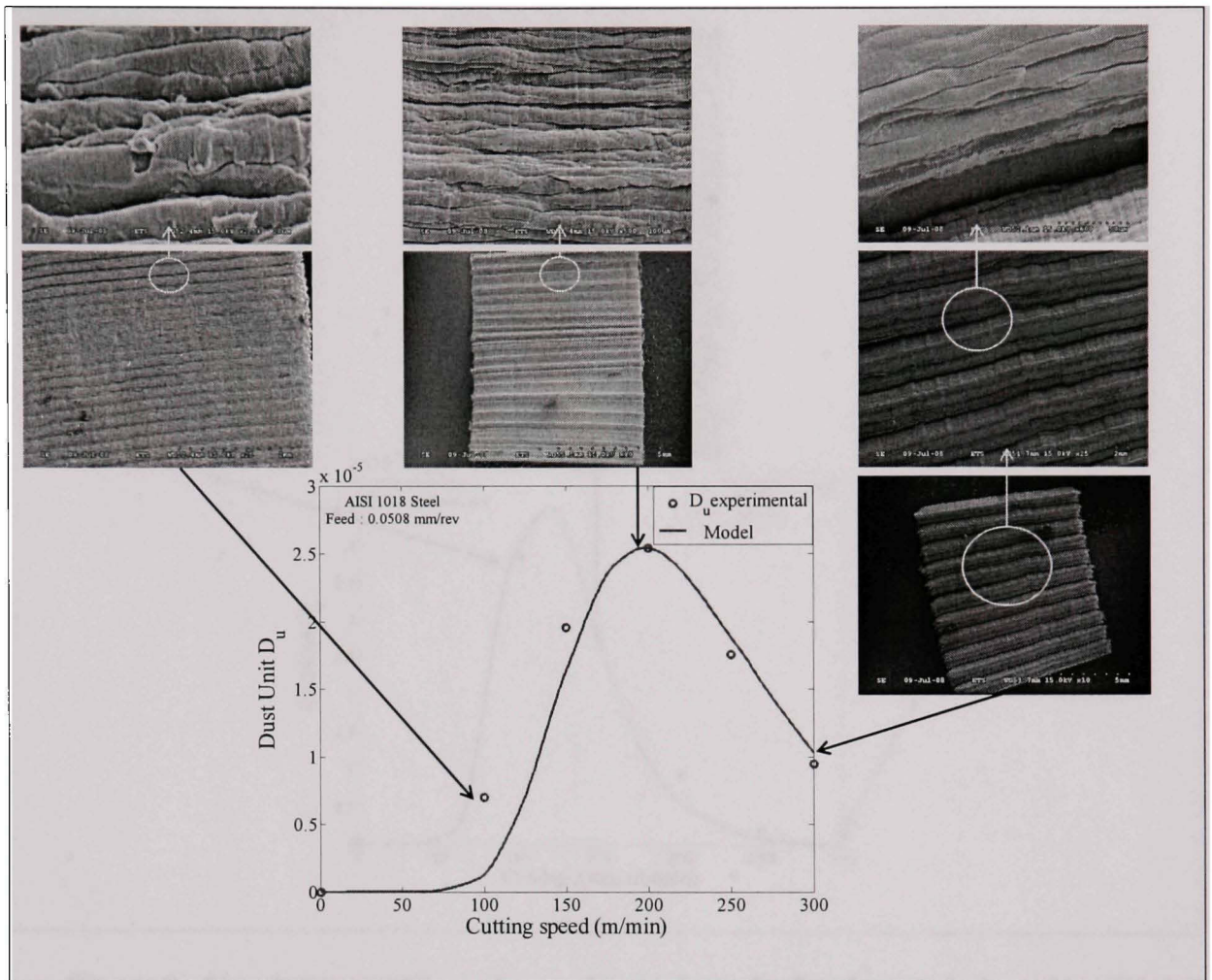


Figure 7 Simulation results and experimental results for dust emission when dry machining AISI 1018 Steel

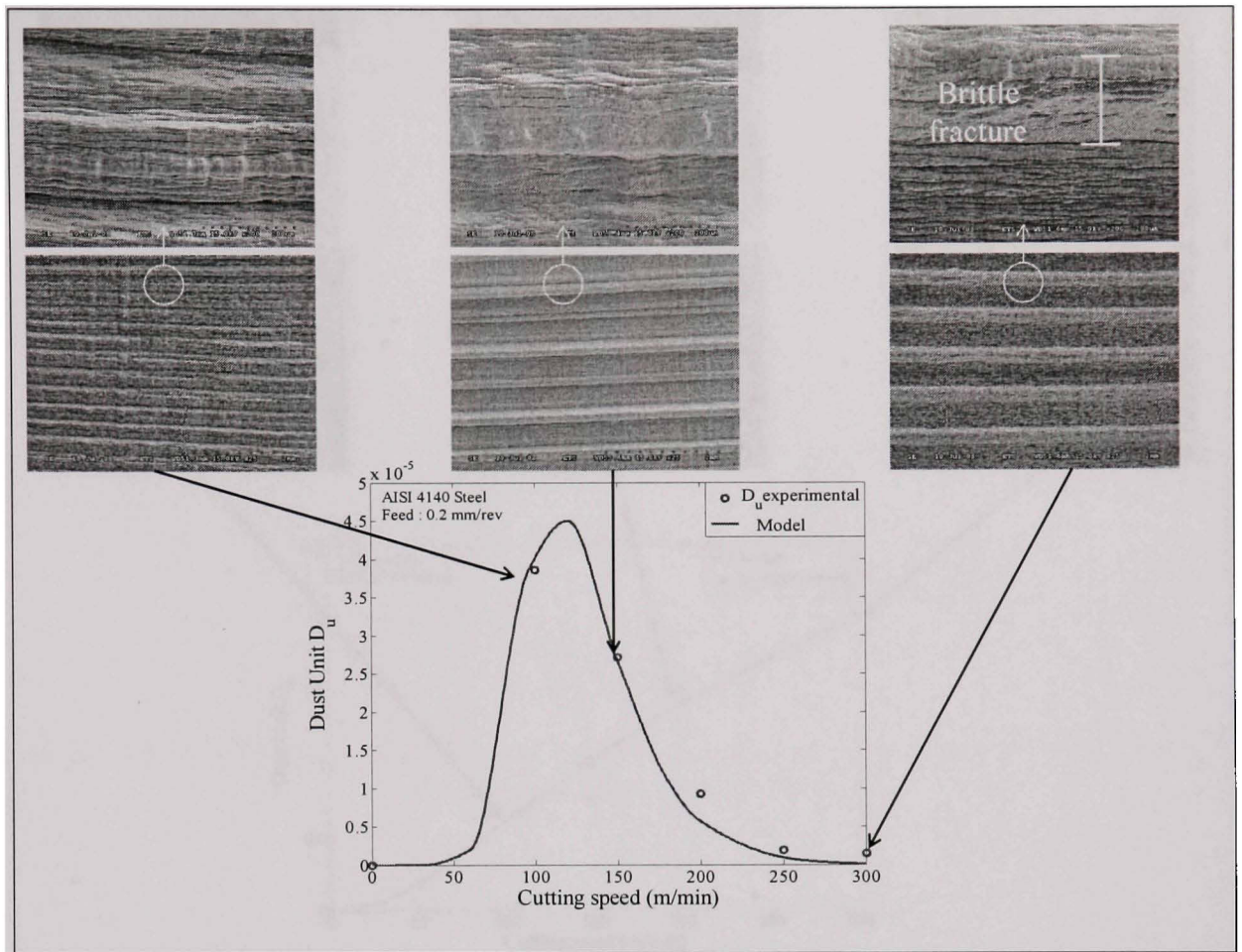


Figure 8 Simulation results and experimental results for dust emission when dry machining AISI 4140 Steel

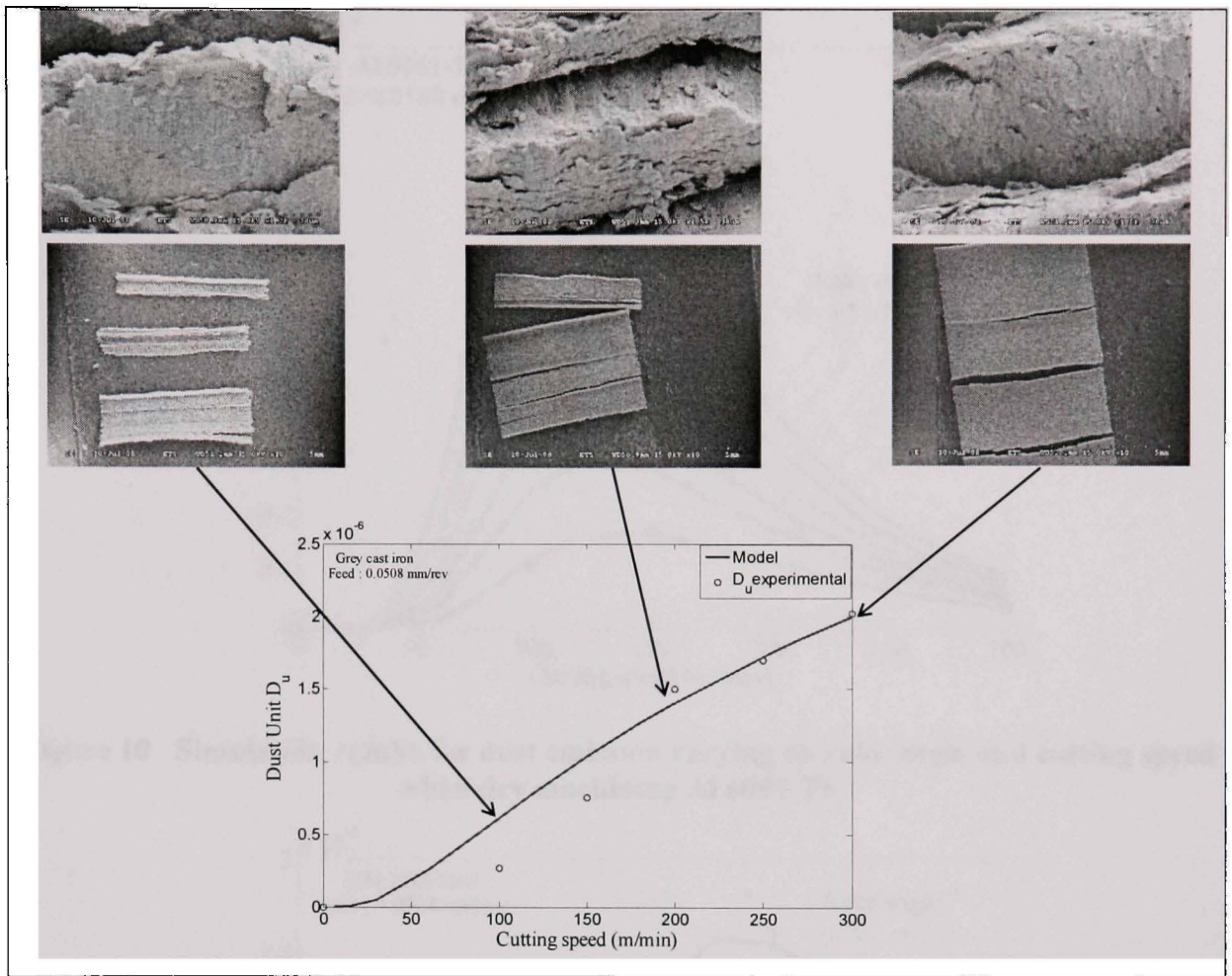


Figure 9 Simulation results and experimental results for dust emission when dry machining Grey cast iron

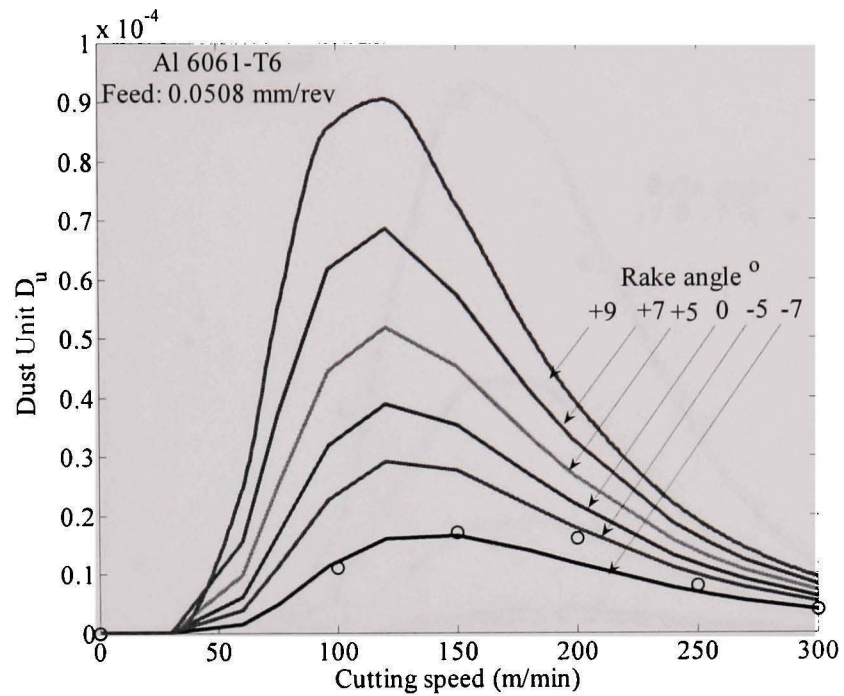


Figure 10 Simulation results for dust emission varying on rake angle and cutting speed when dry machining Al 6061-T6

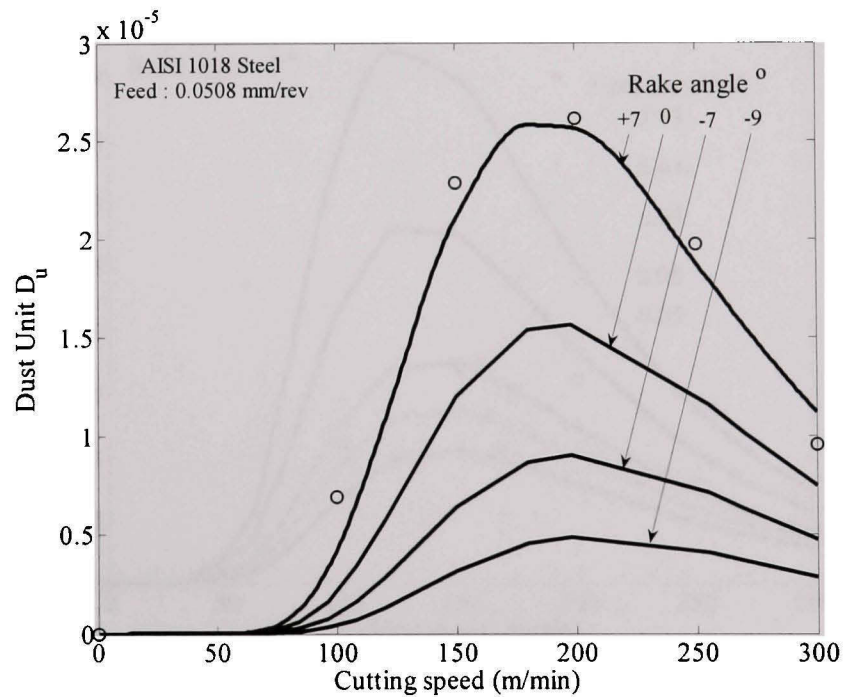


Figure 11 Simulation results for dust emission varying on rake angle and cutting speed when dry machining AISI 1018 Steel

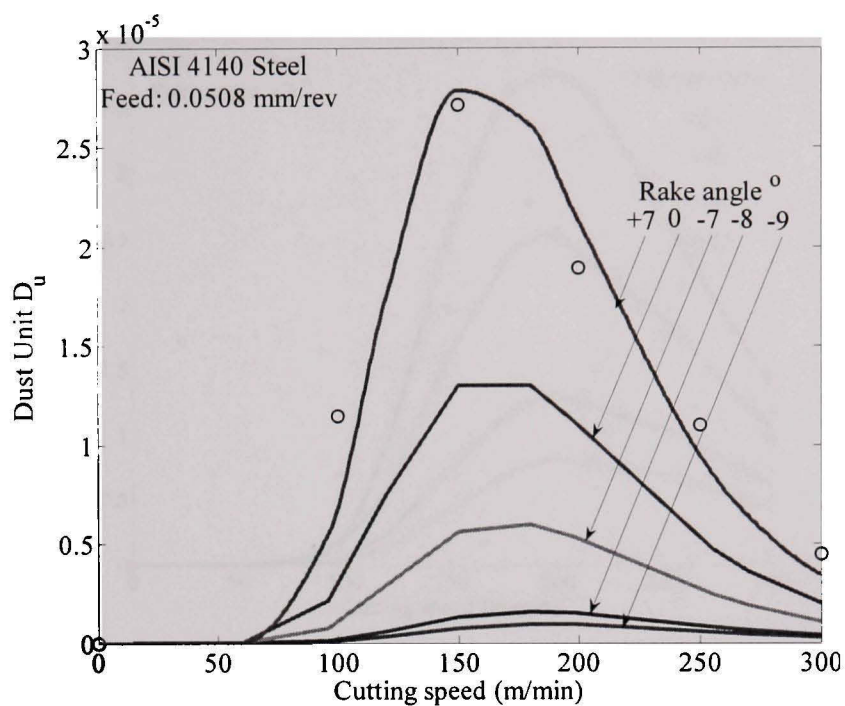


Figure 12 Simulation results for dust emission varying on rake angle and cutting speed when dry machining AISI 4140 Steel

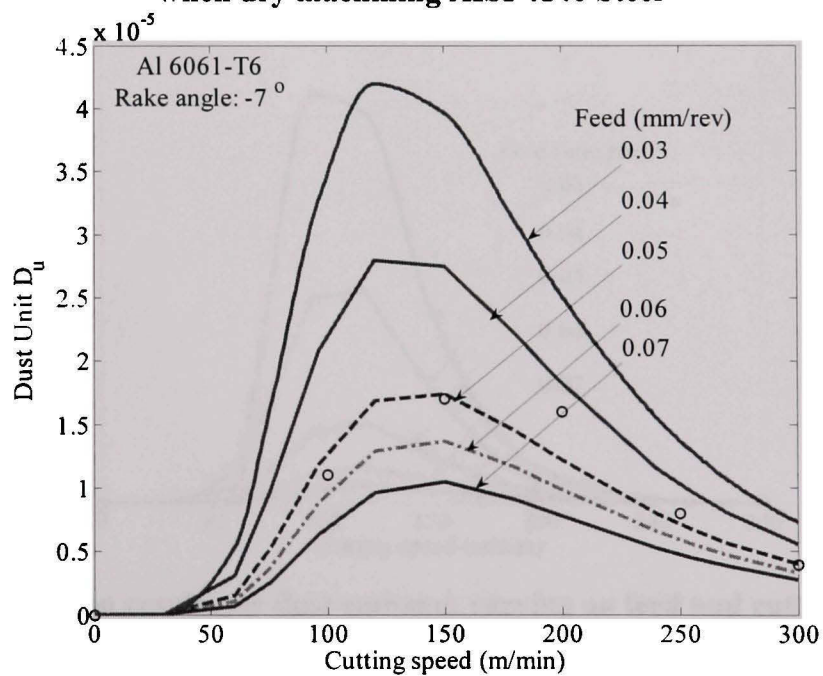


Figure 13 Simulation results for dust emission varying on feed and cutting speed when dry machining Al 6061-T6

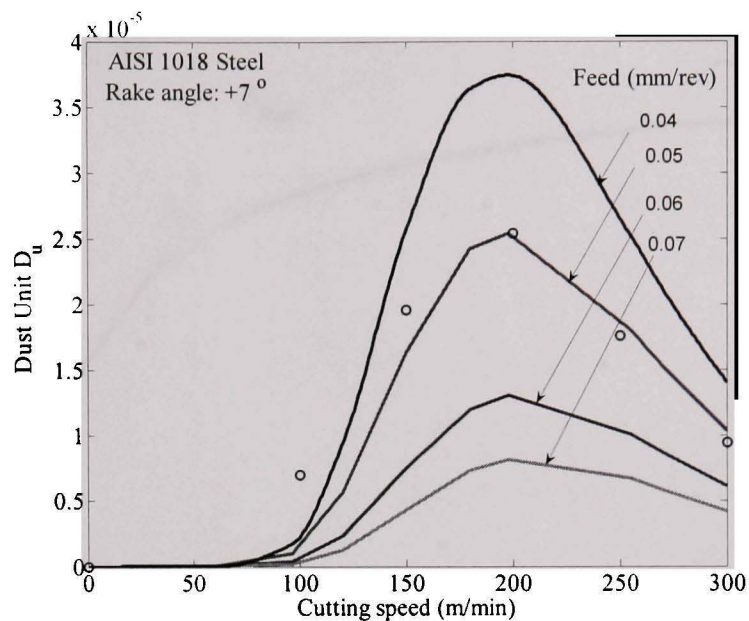


Figure 14 Simulation results for dust emission varying on feed and cutting speed when dry machining AISI 1018 Steel

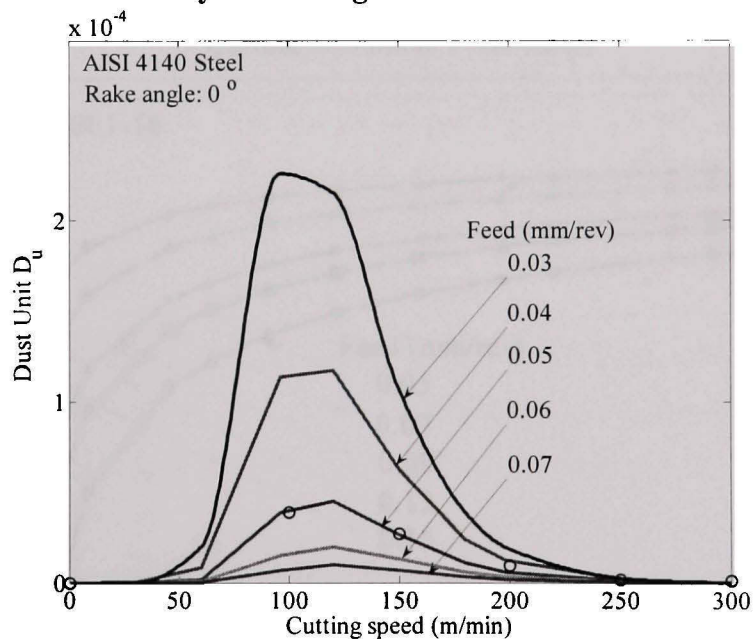


Figure 15 Simulation results for dust emission varying on feed and cutting speed when dry machining AISI 4140 Steel

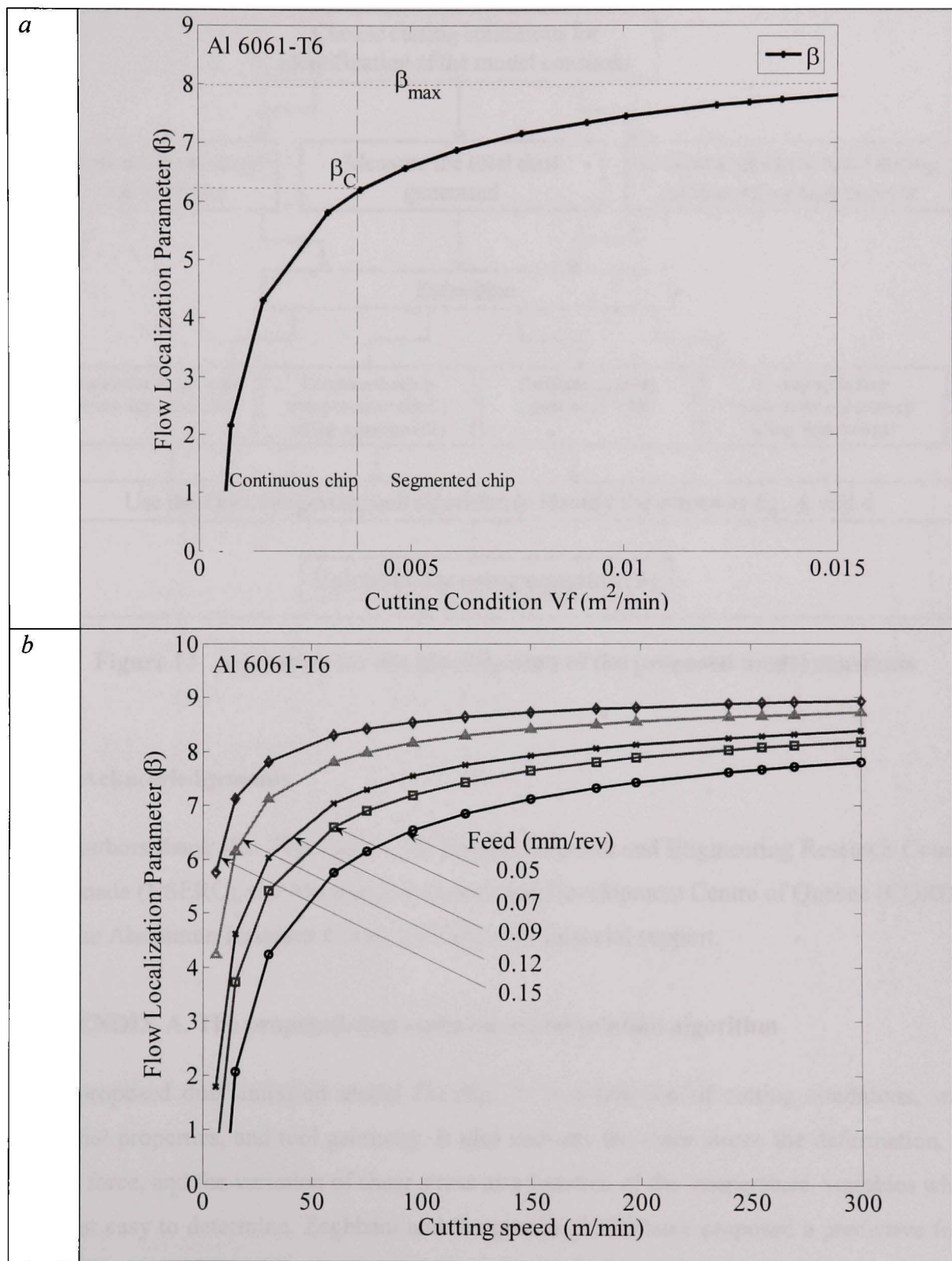


Figure 16 Flow Localization Parameter for aluminum alloy 6061-T6 *a*) as function of V_f , *b*) as function of cutting speed and for different feed

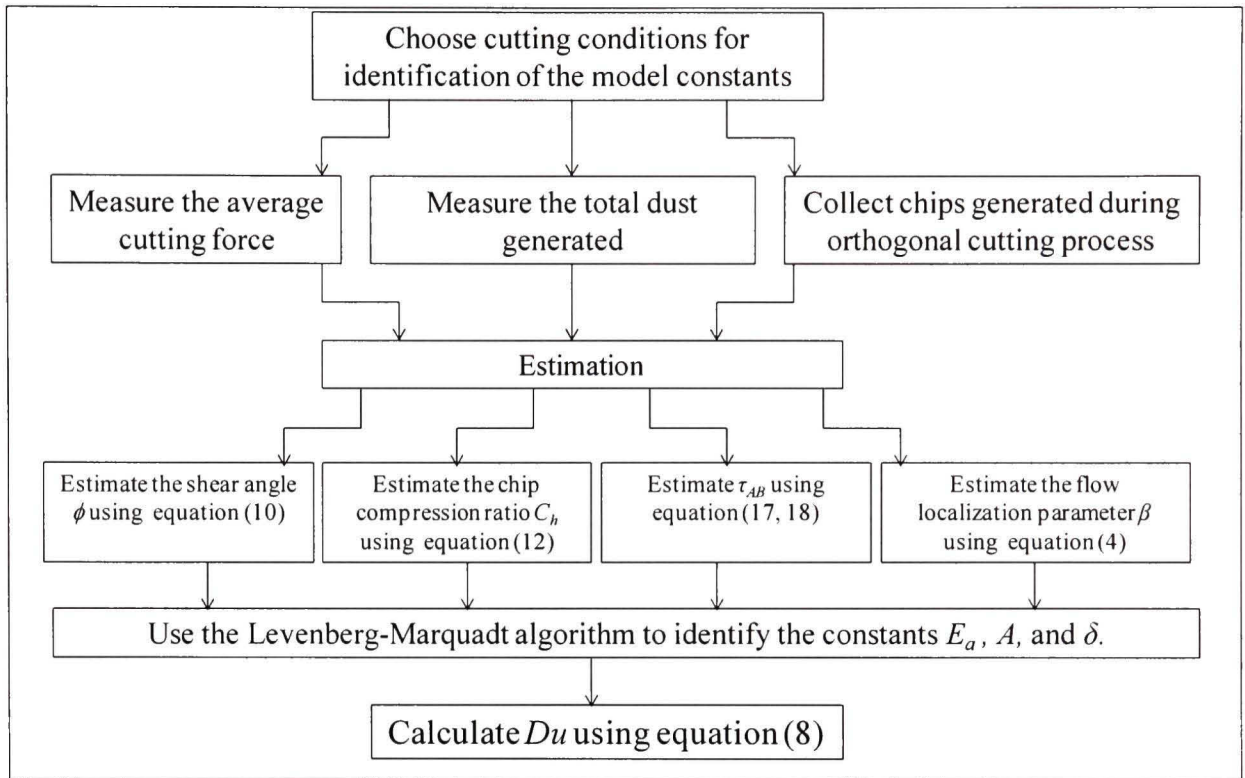


Figure 17 Algorithm for the identification of the proposed model constants

4- Acknowledgements

The authors thank Rio Tinto Alcan, the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada (NSERC), the Aluminum Research and Development Centre of Quebec (CQRDA) and the Aluminum Research Center (REGAL) for financial support.

APPENDIX A. The proposed dust emission model solution algorithm

The proposed dust emission model Du (Eq. 8) is a function of cutting conditions, work material properties, and tool geometry. It also includes the shear stress, the deformation, the shear force, and the variation of shear stress as a function of the temperature, variables which are not easy to determine. Zaghbani and Songmene (2008) have proposed a predictive force temperature model and a solution algorithm for the high speed milling of ductile materials (Ref 31). This oblique cutting model is transformed into a predictive model and solution

algorithm for orthogonal cutting. The variables are described, and then used to obtain the final equation for dust emission (Eq. 8).

The analytical expressions for the shear strain and shear strain rate (Equations 14, 16) in the primary shear zone are obtained from the modified Oxley shear plan theory developed by Tounsi et al (Ref 36, 31).

THERMAL AND MECHANICAL PROPERTIES

ρ Workpiece density in Kg/m^3

K_p Workpiece thermal conductivity in w/m

C_p Workpiece specific heat in $J/Kg - K$

K_t Tool thermal conductivity in w/m

C_t Tool specific heat in $J/Kg - K$

T_0 Room temperature in K

T_m Material melting temperature in K

TOOL GEOMETRY

α Rake angle

CUTTING PARAMETERS

f Feed in mm/rev

b Width of cut in mm

V_c Cutting velocity in m/s

NEEDLEMAN-LEMONDS CONSTITUTIVE EQUATION

m_1, m_2 , and n

$\dot{\gamma}_t$, $\dot{\gamma}_0$, γ_0 , and α_{NL}

VARIABLES

A Zvovkin constant for the shear angle

R_a Average roughness of the tool rake face

V_0 Reference cutting velocity in m/s

β_{max} Maximum segmentation coefficient

β_c Segmentation coefficient

E_A article activation energy

ALGORITHM

Calculate the shear angle ϕ using Zvorikyn formulae:

$$\phi = A + \frac{\alpha - \lambda}{2} \quad (10)$$

Calculate the contact length C_l

$$C_l = \frac{h \sin \theta}{\sin \phi \cos(\theta + \alpha - \phi)} \quad (11)$$

Calculate the ratio C_h

$$C_h = \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (12)$$

Calculate the segmentation density η_s

$$\eta_s = \frac{1}{C_l} \quad (13)$$

Calculate the shear in the Primary Shear Zone

$$\bar{\gamma}_{AB} = \frac{\cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha) \sin \phi} \quad (14)$$

Calculate the coefficient B_0

$$B_0 = \sqrt{\frac{K_p \gamma_{AB}}{Vf}} \quad (15)$$

Calculate the shear rate in the Primary Shear Zone

$$\dot{\gamma}_{AB} = \frac{2V \cos \alpha}{e_{psz} \cos(\phi - \alpha)} \quad (16)$$

If $\dot{\gamma}_{AB} \leq \dot{\gamma}_t$, **then**

Solve this equation:

$$\bar{\tau}_{AB} = \tau_0 \left(1 + \frac{\bar{\gamma}_{AB}}{\gamma_0} \right)^{\frac{1}{n}} \left(1 + \frac{\bar{\gamma}_{AB}}{\gamma_0} \right)^{\frac{1}{m_1}} \left[1 - \frac{\tau_{AB} \gamma_{AB}}{\rho_p C_p} \frac{0.9}{1 + 1.329 B_0} \right] \quad (17)$$

Get shear stress in the Primary Shear Zone τ_{AB}

Else solve this equation:

$$\bar{\tau}_{AB} = \tau_0 \left(1 + \frac{\bar{\gamma}_{AB}}{\gamma_0} \right)^{\frac{1}{n}} \left(1 + \frac{\bar{\gamma}_{AB}}{\gamma_0} \right)^{\frac{1}{m_1}} \left[1 - \frac{\tau_{AB} \gamma_{AB}}{\rho_p C_p} \frac{0.9}{1 + 1.329 B_0} \right] \left(1 - \frac{\bar{\gamma}_t}{\gamma_0} \right)^{\frac{1}{m_1} - \frac{1}{m_2}} \quad (18)$$

Get the shear stress in the Primary Shear Zone τ_{AB}

Calculate the temperature in the Primary Shear Zone T_{AB}

$$T_{AB} = T_0 + \frac{\tau_{AB} \gamma_{AB}}{\rho_p C_p} \frac{0.9}{1 + 1.329 B_0} \quad (19)$$

Calculate the shearing force F_{sh}

$$F_{sh} = \frac{\tau_{AB} f b}{\sin \phi} \quad (20)$$

Calculate the chip segmentation coefficient β using Xie formulae (Ref 35):

$$\beta = -\frac{\sqrt{3}}{m} \left[\mu + \frac{0.9 \frac{\partial \tau}{\partial T}}{\rho_p C_p (1 + 1.328 B_0)} \right] \left[\mu \gamma + 1 - \frac{0.664 B_0}{1 + 1.328 B_0} \right] \quad (21)$$

Calculate the Dust unit D_u using Eq. 8.

APPENDIX B. The flow localization parameter β

The proposed flow localization parameter β model (Eq. 3) developed by Xie et al (Ref 35) is a function of the cutting conditions, work material properties, and tool geometry.

THERMAL AND MECHANICAL PROPERTIES

μ Strain hardening parameter

m is Strain rate sensitivity

Calculate the shear in the Primary Shear Zone (Eq. 14)

Calculate the coefficient B_0 (Eq. 15)

Calculate the shear rate in the Primary Shear Zone (Eq. 16)

Calculate the Needleman-Lemonds constitutive equation:

$$\left\{ \begin{array}{l} \left(1 + \frac{\dot{\gamma}_{AB}}{\dot{\gamma}_0} \right) = \left(\frac{\bar{\tau}_{AB}}{g(\bar{\tau}_{AB})} \right)^{m_1} \rightarrow \dot{\gamma}_{AB} \leq \dot{\gamma}_t \\ \left(1 + \frac{\dot{\gamma}_{AB}}{\dot{\gamma}_0} \right) \left(1 + \frac{\dot{\gamma}_t}{\dot{\gamma}_0} \right)^{\frac{m_2}{m_1}-1} = \left(\frac{\bar{\tau}_{AB}}{g(\bar{\tau}_{AB})} \right)^{m_2} \rightarrow \dot{\gamma}_{AB} \geq \dot{\gamma}_t \\ g(\bar{\tau}_{AB}) = \tau_0 \left(1 + \frac{\bar{\gamma}_{AB}}{\dot{\gamma}_0} \right)^{\frac{1}{n}} [1 - \alpha_{NL}(T - T_0)] \end{array} \right. \quad (22)$$

where n is the hardening coefficient, α_{NL} is the coefficient for thermal softening, τ_0 is the elastic average shear stress, $\bar{\tau}$ is the average shear stress, $\dot{\gamma}_t$ is the transition shear strain rate, m_1 and m_2 are coefficients of sensitivity to the strain rate in the low and high regimes, and $\dot{\gamma}_0$ is the reference shear strain rate.

The shear stress in the Primary Shear Zone will be:

$$\bar{\tau}_{AB} = \begin{cases} \tau_0 \left(1 + \frac{\bar{\gamma}_{AB}}{\gamma_0} \right)^{\frac{1}{n}} \left(1 + \frac{\dot{\gamma}_{AB}}{\gamma_0} \right)^{\frac{1}{m_1}} [1 - \alpha_{NL} (T - T_0)] \rightarrow \dot{\gamma}_{AB} \leq \dot{\gamma}_t \\ \tau_0 \left(1 + \frac{\bar{\gamma}_{AB}}{\gamma_0} \right)^{\frac{1}{n}} \left(1 + \frac{\dot{\gamma}_{AB}}{\gamma_0} \right)^{\frac{1}{m_2}} \left(1 + \frac{\dot{\gamma}_t}{\gamma_0} \right)^{\frac{1}{m_1} - \frac{1}{m_2}} [1 - \alpha_{NL} (T - T_0)] \rightarrow \dot{\gamma}_{AB} \geq \dot{\gamma}_t \end{cases} \quad (23)$$

If $\dot{\gamma}_{AB} \leq \dot{\gamma}_t$, **then**

Calculate the variation of shear stress in the Primary Shear Zone as:

$$\frac{\partial \bar{\tau}_{AB}}{\partial T} = \tau_0 \left(1 + \frac{\bar{\gamma}_{AB}}{\gamma_0} \right)^{\frac{1}{n}} \left(1 + \frac{\dot{\gamma}_{AB}}{\gamma_0} \right)^{\frac{1}{m_1}} [-\alpha_{NL}] \quad (24)$$

Get the shear stress in the Primary Shear Zone τ_{AB}

Else Calculate the variation of shear stress in the Primary Shear Zone as:

$$\frac{\partial \bar{\tau}_{AB}}{\partial T} = \tau_0 \left(1 + \frac{\bar{\gamma}_{AB}}{\gamma_0} \right)^{\frac{1}{n}} \left(1 + \frac{\dot{\gamma}_{AB}}{\gamma_0} \right)^{\frac{1}{m_2}} \left(1 + \frac{\dot{\gamma}_t}{\gamma_0} \right)^{\left(\frac{1}{m_1} - \frac{1}{m_2} \right)} [-\alpha_{NL}] \quad (25)$$

Get the shear stress in the Primary Shear Zone τ_{AB}

Calculate the chip segmentation coefficient β using Xie (Ref 35) formulae (Eq. 21)

REFERENCES

1. Dhar, N. R., Islam, M. W., The influence of minimum quantity of lubrication (MQL) on cutting temperature, chip and dimensional accuracy in turning AISI-1040 steel. J. of Materials Processing Technology, V. 171(1) 2006, pp. 93-99.
2. Dhar, N. R., Kamruzzaman, M., et al., Effect of minimum quantity lubrication (MQL)

- on tool wear and surface roughness in turning AISI-4340 steel. *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 172(2), 2006, pp. 299-304.
3. Yue, Y., Gunter, K. L., et al., Cutting fluid mist formation in turning via atomization, part 1: Model development. American Society of Mechanical Engineers, Manufacturing Engineering Division, MED 11, 2000, pp. 843-850.
 4. Yue, Y., Gunter, K. L., et al., Cutting fluid mist formation in turning via atomization, part 2: Experimental validation. American Society of Mechanical Engineers, Manufacturing Engineering Division, MED 11, 2000, pp. 851-858. 1
 5. Yue, Y., J. Sun, et al., Character and behaviour of mist generated by application of cutting fluid to a rotating cylindrical work piece, part 1: Model development. *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME* Vol. 126(3): 2004, pp. 417-425.
 6. Bell, D. D., Chou, J., et al., Modeling of the environmental effect of cutting fluid. *Tribology Transactions* Vol. 42(1), 1999, pp. 168-173.
 7. Chen, Danian., Sarumi, M., Al-Hassani, S. T. S., Computational mean particle erosion model. *Wear*. Vol. 214, 1998, pp. 64-73.
 8. Chen, Z., Atmadi, A., et al., Analysis of cutting fluid aerosol generation for environmentally responsible machining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Vol. 49(1), 2000, pp. 53-56.
 9. Chen, Z., Liang, S. Y., et al., Predictive modeling of cutting fluid aerosol generation in cylindrical grinding. NAMRC, May 21-24 2002, West Lafayette, ID, Society of Manufacturing Engineers.
 10. Chen, Z., Wong, K., et al., Cutting fluid aerosol generation due to spin-off in turning operation: Analysis for environmentally conscious machining. *Manufacturing Science and Engineering - 1999 (The ASME International Mechanical Engineering Congress and Exhibition)*, Nov 14-Nov 19 1999.
 11. Atmadi, A., Stephenson, D. A., et al., Cutting fluid aerosol from splash in turning: Analysis for environmentally conscious machining. *International Journal of*

Advanced Manufacturing Technology, Vol. 17(4), 2001, pp. 238-243.

12. Rossmoore, H. W. and Rossmoore, L. A., Effect of microbial growth products on biocide activity in metalworking fluids, Symposium on Extra cellular Microbial Products in Bio-deterioration, Apr 9-10 1990 International Bio-deterioration 27(2), pp. 145-156.
13. Sondossi, M., Rossmoore, H. W., et al., Relative formaldehyde resistance among bacterial survivors of biocide-treated metalworking fluid, International Bio-deterioration and Biodegradation, Vol. 48(1-4), 2001, pp. 286-300.
14. Sutherland, J. W., Kulur, V. N., et al., Experimental investigation of air quality in wet and dry turning, CIRP Annals – Manuf. Technology, Vol.49(1), 2000, pp. 61-64
15. Zaghbani, I., Songmene, V. and Khettabi, R., Fine and Ultra Fine Particle Characterisation and Modeling In High Speed Milling of 6061-T6 Aluminium Alloy, Journal of Materials Engineering and Performance, ASM International, DOI: 10.1007/s11665-008-9265-x, 2008.
16. Balout, B., Songmene V. and Masounave, J., An experimental study of dust generation during dry drilling of pre-cooled and pre-heated workpiece materials, Journal of Manufacturing Processes, Vol. 9, n 1, 2007, pp. 23-34
17. Songmene, V., Balout, B., Masounave, J., Clean machining: Experimental investigation on dust formation Part I: Influence of machining parameters and chip formation. International journal of environmentally conscious design & manufacturing (ECDM) Vol. 14 n1, 2008, p. 1-16
18. Songmene, V., Balout, B., Masounave, J., Clean machining: Experimental investigation on dust formation, Part II: Influence of machining strategies and drill condition. International Journal of Environmentally Conscious Design & Manufacturing (ECDM) Vol. 14 n1, 2008, p. 17-33
19. Khettabi, R., Songmene, V and Masounave, J., Effect of tool lead angle and chip formation mode on dust emission in dry cutting, Journal of Materials Processing Technology Vol. 194(1-3), 2007, pp. 100-109.

20. Khettabi, R., Songmene, V and Masounave, j., Effects of cutting speeds, materials and tool geometry on metallic particle emission during orthogonal cutting. *Journal of Materials Engineering and Performance*, Submitted June 2008.
21. Zipf, J.R.K., Bieniawski, Z.T., A fundamental study of respirable dust generation in coal. *Min. Sci. Technol.* Vol. 9 (1), 1989, pp. 87–99.
22. Steven, J. Page and John A. Organiscak, Semi-Empirical model for predicting surface coal mine drill respirable dust emission. *Int. J. of Surface Mining, Reclamation and Environment.* Vol. 18 N1, 2004, p. 42-59.
23. Zhang, Zhenfang., Zhang, Liangchi., Mai, Yiu-Wing., Modelling friction and wear of scratching ceramic particle-reinforced metal composites. *Wear.* Vol 176, 1994, pp. 231-237
24. Hadianfard, M.J., Healy, J.C. and Mai, Y.-W., Fracture toughness of discontinuously reinforced aluminum 6061 matrix composites. *J. Mater. Sci.* Vol. 28, 1993, pp. 6217–6221
25. Rabinowicz, E., Penetration hardness and toughness indicators of wear resistance. *Mechanical Engineering Publ Ltd, Bury St. Edmunds, Engl.* 1987, pp. 197-203.
26. Rabinowicz, E., *Shape of Adhesive Wear Particles*, ASME, New York, NY, USA. 1985, pp. 1377-86.
27. Ko, P. L., Iyer, S. S, Vaughan, H., Gadala, M., Finite element modelling of crack growth and wear particle formation in sliding contact, *Wear*, Vol. 250-251, 2001, p. 1265-1278.
28. Akarca, Altenhof, S. S, W. Alpas, J., A.T., Characterization and modeling of subsurface damage in a 356 aluminum alloy subjected to multiple asperity sliding contacts, *Minerals, Metals and Materials Society*, Warrendale, PA 15086, United States, 2005, p. 107-120.
29. Hsu-Wei, Fang, Characteristic modeling of the wear particle formation process from a tribological testing of polyethylene with controlled surface asperities, *Journal of Applied Polymer Science*, Vol. 103, 2007, pp. 587-94.

30. Hsu-Wei, Fang., Yi-Ching, Ho., et al., Preparation of UHMWPE particles and establishment of inverted macrophage cell model to investigate wear particles induced bioactivities, *J. Biochemical & Biophysical Methods*, Vol.68, 2006, p175-87.
31. Zaghbani, I. and Songmene, V., A force-temperature model including a constitutive equation for dry and high speed milling of Aluminum alloys. *J. Mater. Process. Tech.* (2008), doi:10.1016/j.jmatprotec.2008.05.050.
32. Peter Atkins, Julio de Paula, *Physical Chemistry*, W. H. Freeman and Company, New York, 8th Edition, 2006.
33. Arumugam, et al., Dry machining of aluminium-silicon alloy using polished CVD diamond-coated cutting tools inserts. *Surface and Coatings Technology*, Vol. 200(11), 2006, pp. 3399-3403.
34. Arumugam, et al., Study of airborne dust emission and process performance during dry machining of aluminum-silicon alloy with PCD and CVD diamond coated tools NAMRC, May 21-24 West Lafayette, ID. Society of Manufacturing Eng. MR02-153, 2002, pp. 1-8.
35. Xie, J.Q., Bayoumi, A.E. and Zbib, H.M., Study on shear banding in chip formation of orthogonal machining. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. Vol. 36(7), 1996, pp. 835-847.
36. Masounave, J., Jallais, Y., and Welter, J-M., Effect of temperature on the drilling of brass and aluminum. *Matériaux & Techniques*. Vol. 95, 2007, pp. 331-342.
37. Tounsi, N., Analytical and numerical investigation of the strain rate field in the secondary shear zone. In 2005 ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, Orlando, Florida, USA, 2005.
38. S. Rautio, P. Hynynen, I. Welling, I. Hemmil, P. Usenius and A. Narhi, Modelling of airborne dust emissions in CNC MDF milling, *Holz als Roh- und Werkstoff*, Vol 65, (7), 2007, pp. 335-341.
39. J. Palmqvist and S. Gustafsson, Emission of dust in planing and milling of wood. *Holz Roh-Werkst* vol.57, 1999, pp. 164–170.

ANNEXE IV

DETERMINATION DU *DUST UNIT*

Dans le cas général où la quantité de matière enlevée n'est pas constante, l'analyse et la comparaison des différentes opérations de coupe deviennent délicats. Il est donc important de développer un facteur qu'on peut appeler facteur écologique ou Dust Unit (Du). Ce facteur est défini comme étant le rapport de la masse de poussière à la masse du copeau (ou masse totale enlevée).

Les appareils de mesure à lecture directe donnent généralement une concentration massique instantanée ou moyenne. Ce type de mesure est certainement utile pour les hygiénistes qui s'intéressent uniquement à la concentration réelle d'un environnement donné. Par contre l'ingénieur ou le chercheur qui s'intéresse beaucoup plus à ce que produit chaque opération de coupe dans des conditions spécifiques (matériaux et paramètres expérimentaux) doit chercher à identifier une grandeur plus significative en isolant opération par opération. L'opération de coupe peut durer quelques secondes par contre l'opération de succion pour récupérer toute la poussière produite durera plus longtemps, des minutes ou voir même des heures si les particules de poussières sont ultrafines.

La concentration moyenne donnée par les appareils de mesure est donc le rapport de la somme des concentrations instantanées sur le nombre de fois de prise de mesure qui correspond à la durée de mesure, à condition que les prises de mesure soient chaque second (unité de temps). Ceci correspond à un intervalle du temps entre mesure instantanée égale à

l'unité $\Delta t = t_{i+1} - t_i = 1$ et un temps total de mesure ou de succion $t_n = \sum_{i=0}^n \Delta t = n$

Prenons C_i (resp. C_{i+1}) la concentration instantanée correspondant au temps t_i (resp. t_{i+1}) et n le nombre de fois de prise de mesure instantané.

La concentration moyenne est alors :

$$C_m = \frac{\sum_{i=1}^n C_i}{n} \quad (1)$$

Pour la même quantité de poussière produite (en gramme) si on prolonge le temps de de succion (de mesure) même les dernières valeurs enregistrées par la machine sont négligeables, la valeur de la concentration moyenne chute à cause de l'augmentation de n . En raison que le temps de succion est variable et relatif à l'opérateur et l'état du milieu, la valeur moyenne soit pas significative en terme de comparaison et analyse. La valeur instantanée par contre est plus représentative.

Afin de pouvoir calculer la masse de la poussière, il faut d'abord connaitre le volume d'air aspiré

$$V_{air} = t_n \times D \quad (2)$$

Où D est le débit de la pompe.

La concentration totale représente en quelque sorte la somme des concentrations instantanées qui peut être calculée par l'air sous la courbe (concentration-temps)

$$A_c = \sum_{i=0}^n \frac{C_i + C_{i+1}}{2} \times (t_{i+1} - t_i) \quad (3)$$

Selon les considérations de l'intervalle du temps, cette équation prendra la forme simple suivante :

$$A_c = \frac{n}{2} \sum_{i=0}^n (C_i + C_{i+1}) \quad (4)$$

La masse de poussière produite sera :

$$m_{dust} = V_{air} \times A_c \quad (5)$$

Toutefois la masse du copeau correspond à la quantité de matière enlevée qui dépend de l'opération d'usinage. Dans le cas de la réalisation de plusieurs essais, cette valeur peut prendre une valeur constante ou variable.

La formule générale de (Du) est défini comme suit :

$$Du = \frac{m_{Dust}}{m_{Chip}} \quad (6)$$

Avec m_{Dust} (g) : masse de la poussière totale générée

m_{Chip} (g) : masse du copeau produit

La masse du copeau est obtenue directement en utilisant le volume généré et la masse volumique du matériau de la pièce.

On peut considérer que les émissions de poussière dépendent plutôt du volume du copeau de sa masse. Si c'est le cas, on propose Duv le ratio du volume de poussière au volume du copeau.

$$D_{UV} = \frac{V_{Dust}}{V_{Chip}} \quad (7)$$

Admettant que les particules de poussière se détachent seulement du matériau de la pièce qui a une densité (ρ), cependant le facteur écologique de masse de poussière peut être réécrit sous la forme :

$$D_U = \frac{m_{Dust}}{m_{Chip}} = \frac{\rho_{Dust} \times V_{Dust}}{\rho_{Chip} \times V_{Chip}} = \frac{\rho \times V_{Dust}}{\rho \times V_{Chip}} = \frac{V_{Dust}}{V_{Chip}} = D_{UV} \quad (8)$$

Toutefois, Du et Duv donne la même valeur adimensionnelle.

Le facteur ' Du ' est indépendant des conditions d'échantillonnage (Débit de succion, volume de la boîte de collecte, etc).

ANNEXE V

NOUVEAU REGARD SUR LE PHÉNOMÈNE DES ÉMISSIONS

La production de fines particules en usinage peut être à l'origine de plusieurs phénomènes complètement différents (l'énergie thermique, le cisaillement et la déformation plastique, le frottement macroscopique et microscopique). Ces situations sont généralement si compliquées que les seuls moyens faisables de les étudier soit par l'expérience ou la simulation numérique, mais des difficultés restent encore, à moins que la géométrie soit simplifiée. D'où la coupe orthogonale est utilisée en modélisation.

Les mécanismes de génération de poussières en usinage se diffèrent d'un matériau ductile à un matériau fragile. Zipf et Bieniawski, (1989) ont proposé un modèle de production de poussières fines lors de l'usinage du charbon, qui est considéré comme matériau fragile. Dans leur étude, ils considèrent que le phénomène de coupe passe par quatre étapes d'évolution : 1. développement de la zone d'écrasement au bec de l'outil, 2. propagation de macro fissures, 3. mouvement de cisaillement le long des macrofissures, et 4. fragmentation additionnelle de cisaillement. Par contre, les sources de production de fines particules proposées par les auteurs et pour ce type de matériau, sont seulement deux (l'écrasement à proximité de l'arête tranchante et le cisaillement entre les surface des macrofissures). Ils rajoutent qu'il est nécessaire que le matériau de la pièce doive contenir suffisamment de défauts (taille et densité) pour que l'écrasement puisse produire des fragments fins. Cette interprétation s'inspire des travaux antérieurs réalisés par Stecklein et al (1966) Cité par (Zipf et al 1989), dont ils décomposent le phénomène en cinq étapes évolutives : 1. écrasement dans la zone de contact avec l'arête tranchante, 2. désintégration explosive de plus grands fragments, causé par le dégagement rapide de l'énergie de tension, 3. rupture de cisaillement provoquée par le glissement et le frottement des surface des fissures, 4. frottement de l'outil et 5. détachement préférentiel des particules d'impureté. Un autre travail, cité par les mêmes auteurs (Zipf et al 1989), suggère que les sources de production de poussières dans la coupe

du charbon sont essentiellement : l'écrasement, l'abrasion (entre fragments et/ou entre outil et pièce) et la rupture.

Ces travaux donnent une idée sur les mécanismes de formation de poussières fines mais seulement pour le charbon, ce qui peut être généralisé pour les matériaux fragiles. L'exploitation des modèles doit tenir compte du type des matériaux et des stratégies de coupe. En plus, le modèle proposé ne développe pas un formalisme mathématique ni une interprétation théorique et se contente seulement d'une description conceptuelle. On essaie dans ce qui suit d'interpréter le phénomène du point de vue théorique en s'appuyant sur des relations mathématiques. Pour cela, on s'intéresse plus à la physique de la coupe en essayant de développer une explication de base qui sera prise en compte par la suite à la modélisation des émissions de fines particules en usinage.

L'équation du mouvement dans la zone de cisaillement primaire, selon Xie et al (1996) est peut être exprimé sous la forme suivante :

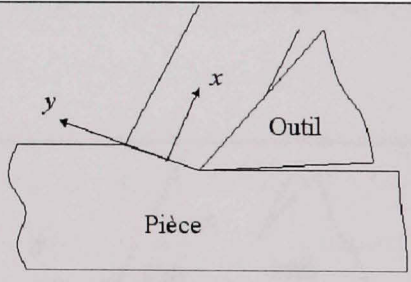
$\frac{d\tau}{dx} = \rho \dot{V}_{Sh} \quad (1)$	
--------------------------------------------------	--------------------------------------------------------------------------------------

Figure 1 Cisaillement dans une coupe orthogonale

x est l'axe perpendiculaire au sens de cisaillement (coïncide avec le sens d'écoulement du copeau), ρ est la masse volumique (densité).

D'après cette équation, on remarque que la cission (contrainte tangentielle) varie suivant x et que la déformation est considérée approximativement homogène dans le plan du cisaillement.

La discontinuité qui apparaît dans le copeau dentelé est due à l'instabilité de l'état d'homogénéité de la déformation, qui se traduit par une cisssion maximale.

Une autre équation qui est proposée par Burns & Davies (2002), exprime l'évolution de la contrainte par rapport au temps comme étant la différence entre la vitesse de cisaillement et la vitesse locale du matériau de la pièce, divisée par une longueur qui définit l'échelle de la compression locale.

$$\frac{\partial \sigma}{\partial t} = \Lambda \frac{V_s - v}{\delta} \quad (2)$$

Λ est le module élastique approprié.

Cette équation dérive directement de la loi de Hooke.

4.1.1 L'énergie thermique

L'énergie consommée par unité de temps $E_C = F V$

F est la force et V est la vitesse de déplacement.

Dans la zone de cisaillement, l'énergie consommée par unité de temps (puissance) en cisaillement est :

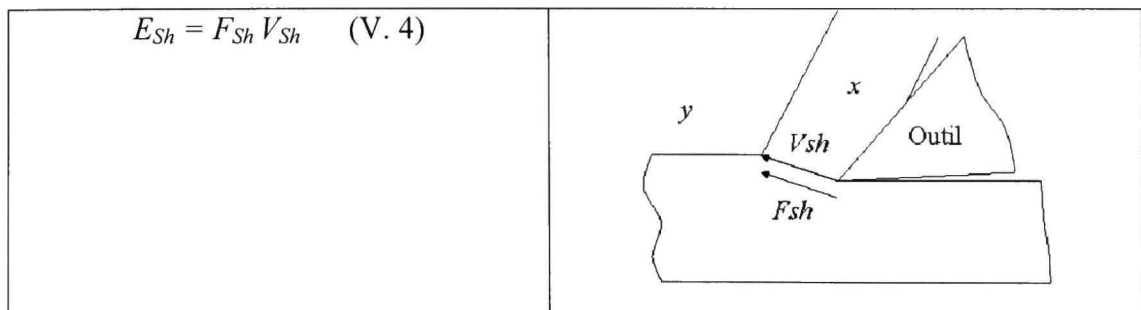


Figure 2 Énergie de cisaillement dans une coupe orthogonale

À titre approximatif, cette énergie est seulement dans le plan de cisaillement, alors que le cisaillement ou la déformation s'effectue dans une zone bien localisée.

L'énergie de cisaillement par unité de temps par unité de volume est alors :

$$E_{sh} = \frac{F_{sh} V_{sh} \sin \varphi}{bf} \quad (6)$$

b , est la largeur du copeau et f est l'avance

La majeure partie de cette énergie se transforme en chaleur (énergie thermique). À titre approximatif, il est admis que c'est environ 90%. Ce qui donne :

$$E_{th} = \frac{0.9 F_{sh} V_{sh} \sin \varphi}{bf} \quad (7)$$

La variation de la vitesse de cisaillement dépend de la vitesse de coupe, du coefficient de compressibilité du copeau C_h et de l'angle de coupe et de cisaillement selon la relation suivante :

$$V_{sh} = \frac{1 - C_h \sin \alpha}{\cos \varphi} V_c \quad (8)$$

Comme on a cité plus haut, la production de poussières en usinage est peut être due à plusieurs phénomènes différents : la déformation plastique, le microfrottement, le macrofrottement, l'écaillage, etc.

À l'échelle atomique, la concentration des lacunes et interstitiels à l'équilibre est fonction de la température. C'est pour cela que ce type de défauts est dit thermique. Le transport de masse (diffusion) est aussi assuré par la température.

La dissymétrie du champ de force régnant en surface n'autorise pas la présence d'interstitiels, qui se retrouvent projetés à un niveau supérieur. Ils y rattraperaient les adatoms. La diffusion superficielle est beaucoup plus active que la diffusion en volume.

En surface, il y a surabondance d'électrons inemployés (liaisons pendantes) qui se traduit par un accroissement de l'énergie superficielle.

La surface de tous les métaux est généralement de l'oxyde métallique avec des liaisons plus ou moins faible avec le métal, dépendamment de la nature de ce dernier.

En usinage, l'énergie donnée par l'outil à la pièce se transforme en majeure partie en énergie thermique. Le mouvement vibratoire du réseau cristallin est la cause de cette énergie. Si

l'énergie est suffisamment grande, on va libérer des électrons en premier lieu puis des atomes et des ions. Les atomes ou les ions peuvent être arrachés de plusieurs façons :

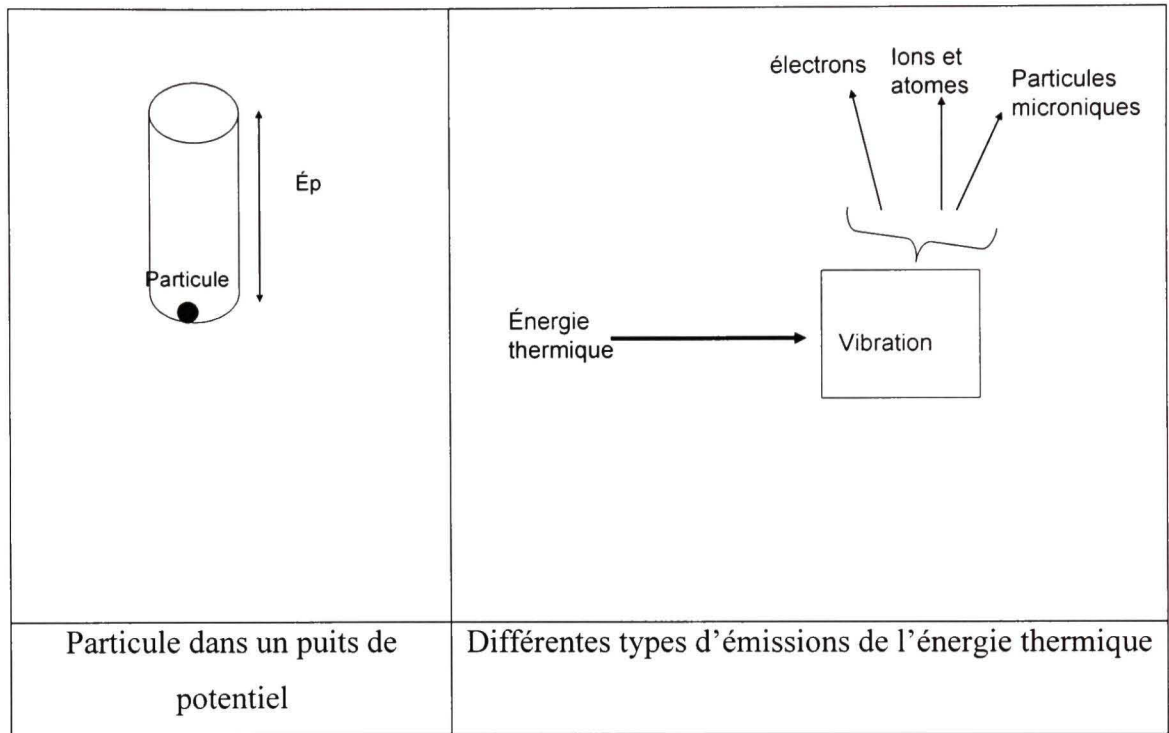


Figure 3 Schéma général des émissions

Un amas d'atomes ou d'ions liés entre eux forme une particule, sa taille varie selon le nombre d'atomes constituant. Plus la particule est lourde plus elle est difficile d'être éjecté. Ceci peut être expliqué comme un puits de potentiel d'où la particule se trouve prisonnière dans le fond dans un puits de potentiel et pour la faire sortir on doit fournir une énergie supérieure à la profondeur du puits.

Ce mécanisme d'émission favorise la production des particules de taille atomique ou proche. Sauf si la liaison inter granulaire (joint de grain) est extrêmement faible, ce qui peut produire un grain entier. Ce que n'est pas le cas des métaux en général.

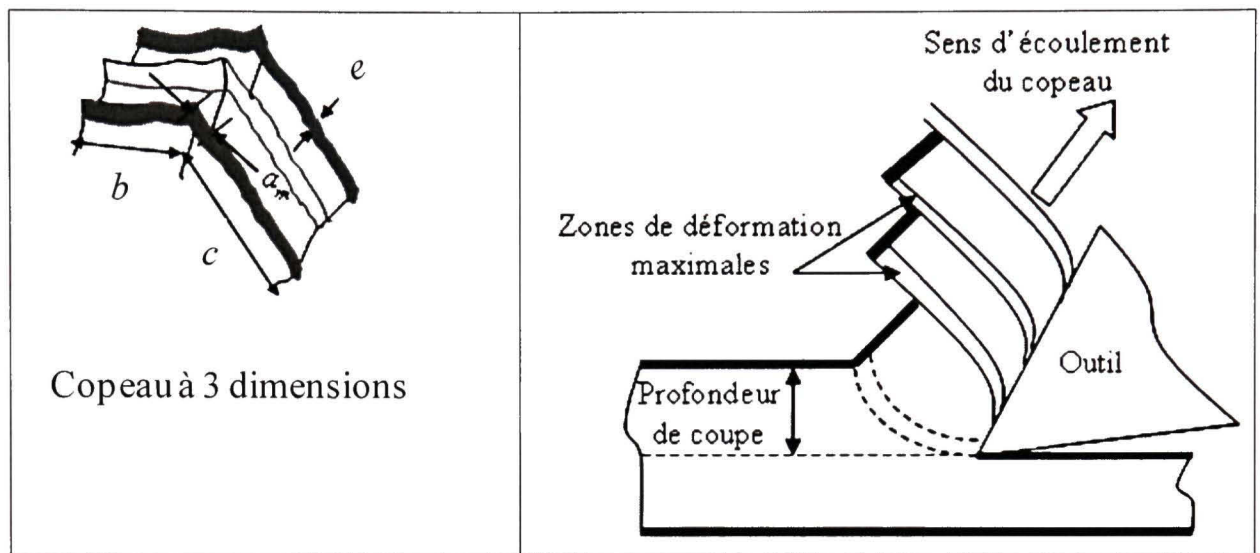


Figure 4 Les dimensions de la zone de déformation maximale

L'émissivité de particules par le mécanisme purement thermique dépend de la surface extérieure de la zone à déformation maximale et de la densité de couche molle par unité de longueur de copeau d_l .

$$P_{th} = AE_{th}(2t_c + b)e.d_l \quad (9)$$

A est un coefficient de proportionnalité, b est la largeur du copeau, t_c est l'épaisseur du copeau et e est l'épaisseur de la zone de déformation maximale (couche molle).

On peut utiliser aussi la fréquence de segmentation (ν) qui est le nombre de zones molle (à déformation maximale) par unité de temps. Le rapport densité de segmentation et fréquence est peut être exprimé par la relation suivante :

$$\nu = V \times d_l \quad (10)$$

Avec V la vitesse de glissement du copeau.

L'expression de la fréquence de segmentation ν a été développée par (Bescze et Elbestawi, 2002) selon la relation suivante :

$$\nu = (A_\nu + B_\nu \text{Log}(f)) (C_\nu + D_\nu V^E_\nu) (1 - F_\nu f^G_\nu) \quad (11)$$

$A_\nu, B_\nu, C_\nu, D_\nu, F_\nu$, des constantes.

D'après les équations 10 et 11, on peut écrire l'équation 6 sous la forme suivante :

$$P_{th} = \frac{0.9}{bf} AF_{sh} V_C e d_l \tan \varphi (2t_c + b) (1 - C_h \sin \alpha) \quad (12)$$

Selon les différentes études sur les émissions de particules en usinage (Khettabi et al, 2007, 2008; Masounave et al 2003,2007; Songmene et al 2008), on peut déduire que l'émissivité augmente avec l'augmentation de la vitesse de coupe en générale. Cette affirmation n'est pas vraie pour toutes les gammes de vitesses; après une certaine vitesse de coupe, les propriétés mécaniques du matériau changent, ce qui peut affecter la quantité de poussières générée. De plus, l'augmentation de la vitesse fait diminuer l'épaisseur de la zone de déformation maximale mais en contre partie fait croître la fréquence de segmentation (Chung-Shin Chang et al, 2003; J. Hua et al, 2004).

L'épaisseur de la zone hautement déformée e (zone molle) est définie selon Bescze et Elbestawi (2002) suivant la relation :

$$e = \Delta t_{prim} = (A + B \exp(CV))^* \left(1 + D \left(\frac{f - f_0}{f_0} \right) \right) \quad (13)$$

Où f_0 est arbitrairement l'avance minimum qui dépend de la géométrie de l'outil et A, B, C des constantes.

Les équations 12 et 13 ont été développées par une analyse de régression multi variables.

L'équation 12 peut avoir la forme suivante en tenant compte de la fréquence de segmentation au lieu de la densité de segmentation :

$$P_{th} = \frac{0.9}{bf} AF_{sh} V_C e \frac{V}{V} \tan \varphi (2t_c + b) (1 - C_h \sin \alpha) \quad (14)$$

Et comme $V = V_C \times C_h$ l'équation 14 prendra la forme suivante :

$$P_{th} = \frac{0.9}{C_h b f} A \cdot F_{sh} \cdot e \cdot v \cdot \tan \varphi (2t_C + b) (1 - C_h \sin \alpha) \quad (15)$$

Selon cette équation, la mesure de la force de cisaillement (relativement à la force de coupe), de l'épaisseur de la couche molle (déformation max), de la fréquence de segmentation et de l'épaisseur du copeau, permet de prévoir les émissions de poussières ultra fines en général émises par l'effet purement thermique.

La connaissance de ces paramètres permet d'estimer les émissions de fines particules produites par d'autres effets (déformation plastique et frottement).

Pour une analyse dimensionnelle, la constante A doit avoir la dimension s^3 / m si la quantité de poussières évaluée représente une masse.

4.1.2 La déformation plastique

La déformation plastique est peut être aussi un élément important à considérer pour la production de poussières. La déformation plastique à l'échelle microscopique se traduit par la création et la propagation des dislocations. L'ancrage des dislocations dans les joints de grains fragilise la liaison intergranulaire et facilite le détachement d'un grain entier en dehors de son site habituel; sauf que la taille des grains est largement plus grande que la taille des particules de poussières.

Une autre approche significative pour expliquer les émissions de poussières est l'énergie de faute d'empilement qui peut caractériser le matériau en termes de réponse à la déformation imposée. Ceci doit être aussi pris en considération dans les cisaillements qui se produisent dans la première et la deuxième zone.

La déformation localisée est peut être l'origine de la production de poussières. Pour quantifier ce paramètre de la déformation plastique, on doit poser la question : qu'est-ce qui localise la déformation plastique ?

- Énergie de faute d'empilement;
- Type d'alliage;
- La longueur de la zone de contact (outil- copeau), rôle du brise copeau.

L'énergie de faute d'empilement est un des paramètres importants pouvant influencer la plasticité des cristaux. Une faute d'empilement est un défaut planaire qui introduit un certain nombre de perturbations dans les liaisons inter ioniques du cristal parfait. Le calcul des énergies correspondantes se résume en une sommation d'interactions entre ions. Les dislocations sont générées dans les grains et interagissent avec les joints de grains lors de la déformation. En effet une faible valeur de cette énergie entraîne la dissociation des dislocations et la formation de joints de grains dissociés qui deviennent des défauts à trois dimensions (3D), contrairement à leur état bidimensionnel normal. Zaho et al (2007) compare la taille des grains après déformation pour deux matériaux différents de la même famille. Ils trouvent que le matériau à faible énergie de faute d'empilement donne les grains plus petites (Zaho et al, 2007). L'énergie de faute d'empilement dépend du type du matériau et des éléments d'alliage (Li, J. C. et al 1999; Fujita, S. et al, 2007). Le paramètre de l'énergie de faute d'empilement est donc important pour mieux décrire le comportement du matériau afin d'expliquer des causes de la formation de fines particules en usinage.

La formation de bandes de cisaillement adiabatiques localisées, peut être expliquée par la description du phénomène de la coupe. Le processus de coupe est un phénomène complexe. L'appui de l'outil sur le copeau engendre un effort sur le long de la longueur du contact mais pas d'une façon uniforme. Cet effort est plus grand dans la zone du cisaillement primaire -au niveau de l'arête de coupe- et devient de plus en plus faible en s'éloignant de cette région pour s'annuler au moment où le copeau quitte la surface de coupe de l'outil. Ce type d'effort est dit, effort normal, responsable en général de la compression. Il existe aussi des efforts tangentiels résultants du frottement entre outil et copeau.

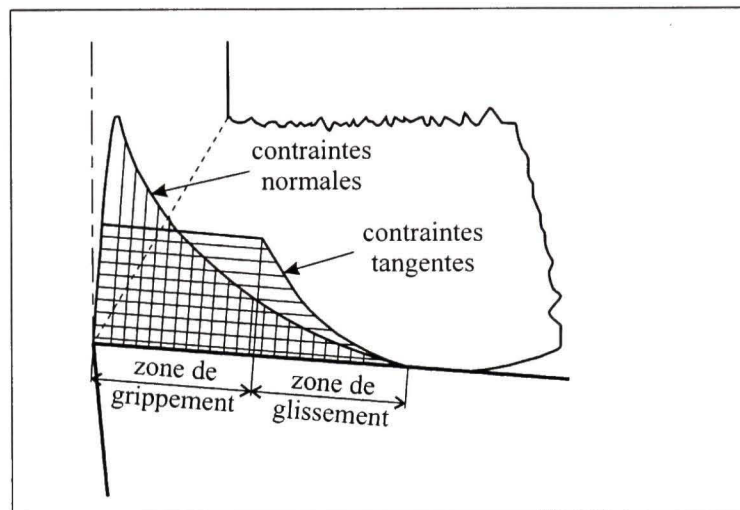


Figure 5 Contraintes normales et tangentes (M. Balazinski 2007)

Selon cette répartition d'efforts, on peut s'attendre à une forme bien régulière du copeau; alors qu'en réalité, on obtient toujours une structure par bandes, plus ou moins détachées. Ces bandes sont le siège de deux déformations différentes, fortes et faibles (Khettabi et al 2007). L'interprétation de la succession des couches dures-molles peut être purement énergétique. On peut supposer que toute l'énergie de la déformation plastique est convertit en chaleur qui est évacuée par convection ou conduction. Le cisaillement adiabatique localisé ne permet pas ce transfert et provoque -dépendamment des situations- plus ou moins le détachement des bandes.

La question qui se pose est de savoir pourquoi le cisaillement de la couche dure peut produire de la poussière, ou bien le frottement entre ces bandes est le seul mécanisme responsable à la génération de fines poussières ?

Le premier critère qu'on peut établir pour décrire la déformation plastique a été discuté par Burns et Davies (2002) : le taux de déformation plastique soit supérieur à zéro : $\dot{\gamma}_p > 0$

En utilisant le modèle d'Arrhenius, ils ont développés le modèle de l'écoulement plastique :

$$\dot{\gamma}_p = \Phi(\tau, \gamma_p, T) = \exp\left(\frac{\tau - [(\gamma_p + \gamma_y)^n - \nu T]}{m(1 + T)}\right) - 1 \quad (16)$$

n et m sont respectivement le coefficient d'écrouissage et la sensibilité à la vitesse de déformation, ν est le coefficient d'adoucissement thermique.

On peut poser les hypothèses suivantes :

Hypothèse 1: On peut fixer une nouvelle limite au-dessus de la limite élastique qui représente le seuil de production de poussières en usinage.

Hypothèse 2: On peut aussi admettre que les particules qui ne se détachent pas par le frottement peuvent se dissocier du matériau mère par rupture. Cette rupture aura lieu dans les endroits où il y a une concentration de contrainte.

Hypothèse 3: Peut-on dire que dès le début de la formation du copeau et de la séparation de matière, la formation de poussières commence ? Il est bien évident que tous les mécanismes responsables de formation de poussières seront présents lors de la première séparation de la matière.

La cisssion est fonction des paramètres de coupe. Le type de sollicitation est d'extrême importance. Introduire un critère sur l'écoulement plastique n'est pas suffisant pour caractériser l'émissivité, mais dans le cas de l'usinage, on peut admettre que la façon de déformer est presque la même (surtout dans le cas d'une coupe orthogonale).

La déformation plastique peut ne pas être une source directe de la production de fines et ultrafines particules en usinage mais indique le comportement du matériau et la façon dont il va émettre de la poussière.

4.1.3 Frottement

Le frottement est un phénomène très complexe. Il est très difficile à quantifier en usinage et donc à prévoir ses effets. Mécaniquement, le frottement de deux corps peut produire des particules. Dans la coupe on assiste à deux frottements différents. Le frottement macroscopique et le frottement microscopique. Cette différence, comme le nom l'indique, se caractérise par la dimension du frottement elle-même. Le frottement du copeau sur la face de coupe est donc le frottement macro; alors que le frottement des bandes de cisaillement entre elles, produit à l'échelle micronique.

a. Frottement macroscopique

Approche 1

(Finnie et Shaw, Kronenberg et al et Zorev et al) cité par Yang et Liu (2002), confirme que les coefficients de friction obtenus en usinage des métaux représentent une grande différence avec ceux du même métal en expérience de frottement conventionnel. À cet égard, Finnie et Shaw propose un modèle très représentatif de la friction en usinage, exprimé en rapport entre surface réelle A_r et apparente A . Ce rapport augmente et se rapproche du 1 quand la force normale augmente.

$$\frac{A_r}{A} = 1 - e^{-BN} \quad (17)$$

B est une constante et N est la force normale appliquée.

Si la force appliquée augmente –ce qui se produit quand la vitesse de coupe augmente- le rapport se rapproche de plus en plus du 1. Ce qui est bien évident que la friction et la production de poussières augmentent jusqu'à ce qu'on atteigne la saturation. Ceci est raisonnable mais peut-on admettre que l'augmentation du contact réel est due essentiellement et uniquement à la force normale appliquée ? Forcément non, car un autre phénomène est lié à l'augmentation de la force et/ou à la vitesse de coupe, qui est la température. L'augmentation de la température adoucit les couches interfaciales, ce qui augmente par conséquence la surface de contact réelle.

Selon Shaw l'augmentation de la température due à l'énergie thermique du cisaillement dans la zone primaire de déformation est peut avoir la forme suivante :

$$\Delta T = T_{sh} - T_0 = \frac{0.9}{1 + 1.329 \sqrt{\frac{K_1 \gamma}{V_c f}}} \frac{\tau \gamma}{\rho \cdot C} \quad (18)$$

Il est plus approprié de combiner les deux effets dans une même formule. On propose alors, la forme suivante :

$$\frac{A_r}{A} = 1 - (e^{-B_1 N} \times e^{-B_2 \Delta T}) \Leftrightarrow \frac{A_r}{A} = 1 - e^{-(B_1 N + B_2 \Delta T)} \quad (19)$$

Où B_1 et B_2 sont des constantes.

Avec la distribution de charge à l'interface (Moufki et al 1998)

$$N(X) = N_0 \left(1 - \frac{X}{l_c} \right)^\xi \quad (20)$$

ξ Paramètre qui contrôle le profil de pression, N_0 pression sur le bec de l'outil

On peut simplifier les calculs en admettant que la distribution est linéaire et que ξ tend vers zéro. Cette distribution est représentée dans la figure ci-après.

$$N(X) = N_0 \left(1 - \frac{X}{l_c} \right) \quad (21)$$

avec X la longueur courante de contact définie comme la distance du bec de l'outil et parallèle à la surface de coupe. Donc, à $X = l_c$ la contrainte normale (pression) devienne nulle.

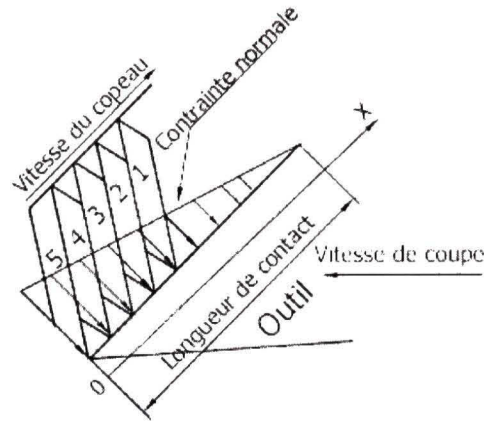


Figure 6 Répartition des contraintes

$$P_{fr} = CA_r = C.A.(1 - e^{-(B_1 N + B_2 \Delta T)}) \quad (22)$$

P_{fr} la quantité de poussières (cela pourrai être l'unité de poussière 'Dust Unit' Du) et C une constante caractéristique. La quantité de poussières produite par ce mécanisme (illustré et schématisé dans la figure 1 de l'annexe III) est aussi proportionnelle à la fréquence de segmentation ou plus précisément à la fréquence de micro bandes produites lors du cisaillement dans la première zone de cisaillement.

Le problème dans cette zone de production est que le frottement produit aussi une augmentation de la température et les particules produites peuvent rester collées sur la surface du copeau jouant le rôle d'abrasion. Ce qui peut accélérer l'usure de l'outil et affecter l'émissivité. La particule produite peut coller sur l'outil dans une région spécifique. La zone de collage proche du bec sur la surface de coupe de l'outil peut produire donc aussi des particules plus dures que le reste du matériau.

En tenant compte de la valeur de l'effort normal (éq. 21), l'équation 22 peut avoir la forme suivante :

$$P_{fr} = CA_r = C.A. \left(1 - e^{-(B_1 N_0 \left(1 - \frac{X}{l_c} \right) + B_2 \Delta T)} \right) \quad (23)$$

Approche 2

L'usure se traduit par enlèvement ou arrachement de la matière de la surface de l'outil. Puisque l'outil est plus dur que le copeau, ce dernier perd beaucoup plus de matière en glissant sur la face de coupe. La matière arrachée dépend en grandeur de la rugosité de surface de l'outil, de la longueur, du temps de contact, de la ténacité du matériau de la pièce E_T et de la vitesse de glissement.

Pour l'état de surface on peut prendre R_Z ; pour la longueur du contact (l_C) on a le choix entre longueur réelle et longueur apparente (le choix de la longueur apparente diminue l'effet de la rugosité dans les calculs) et pour le temps de contact on doit opter pour le temps d'usinage.

$$P_{fr} = CR_Z^a l_C^b t^c V_C C_h E_T \quad (24)$$

Les exposants dépendent de l'état thermique du matériau et des conditions de coupe.

La longueur du contact l_C est fonction de l'épaisseur du copeau t_C , de la vitesse de coupe V_C et de l'angle de coupe α , selon le modèle de Gad et al :

$$l_{cn} = C' t^{a'} (\alpha + 90)^{b'} V_C^{c'} \quad (25)$$

Ce qui peut donner à l'équation (25) une forme un peu différente, d'où la longueur du contact devient implicite dans la formule :

$$P_{fr} = C'' R_Z^{a''} t^{b''} (\alpha + 90)^{c''} V_C^{d''} C_h E_T \quad (26)$$

Dans cette zone le matériau du copeau subit une faible déformation localisée. L'augmentation de la vitesse de coupe augmente la production de poussières par frottement et augmente au même temps la température à l'interface. Si cette température est assez grande pour ramollir suffisamment le matériau du copeau, le frottement peut ne pas arracher de particule. Dans ce cas le matériau du copeau peut devenir à l'état pâteux ou semi liquide.

Donc, au-delà d'une certaine température ou bien, d'une certaine vitesse de coupe, la production de particule commence à chuter brutalement.

b. Frottement microscopique

Un autre mécanisme responsable des émissions de particule en usinage est le microfrottement qui se produit entre couche molle (déformation maximale) et couche dure (presque pas déformée ou écrouie). Ce mécanisme est le responsable de production de la majeure partie de particules microniques. Dans ce cas, les paramètres influençant le phénomène sont l'amplitude de frottement a_m , la fréquence de segmentation ou la densité de couche molle par unité de longueur de copeau d_l . En terme général, d_l dépend de la vitesse de coupe, d'avance et des propriétés de matériau, alors que a_m dépend plus du matériau de la pièce et de la géométrie de l'outil (angle de coupe), il est peut être lié au cisaillement γ . D_l est peut être calculer ou quantifier en s'appuyant au paramètre de localisation de l'écoulement du copeau β qu'il a été déterminé par Xie et al (1996).

L'amplitude de frottement est fortement liée au cisaillement dans la première zone. On peut donc écrire l'égalité suivante

$$a_m = B\gamma \text{ Où } B \text{ est une constante de proportionnalité.}$$

$$P_\mu = f(a_m, d_l, V_{sh}) \quad (27)$$

Ou bien sous une forme similaire :

$$P_\mu = f(\gamma, \beta, \alpha, \phi, V_c) \quad (28)$$

β est définie par l'équation (3.7) au chapitre III.

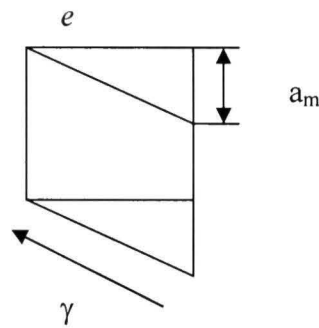
Ce coefficient marque le seuil de segmentation du copeau. Selon Xie et al, à partir d'une valeur critique β_c le copeau devient segmenté. Ce que signifie l'absence de frottement entre segments (bandes); comme il peut être aussi un indice de fragilisation du copeau. L'augmentation de ce paramètre fait diminuer la production de poussières en général. Donc, la production de poussières est inversement proportionnelle au paramètre β .

$$P \propto \frac{1}{\beta} \Rightarrow P = f\left(\frac{1}{\beta}\right) \quad (29)$$

Plus β augmente plus la segmentation augmente dans le copeau et les segments deviennent de plus en plus espacées. Cela signifie que la production de poussières chute considérablement.

Selon ces considérations on peut admettre que théoriquement l'idéal est d'avoir la forme suivante :

$$P \propto \frac{\beta_{\max} - \beta}{\beta_c} \Rightarrow P = f\left(\frac{\beta_{\max} - \beta}{\beta_c}\right) \quad (30)$$



e largeur de segment (bande) et a_m amplitude de frottement

$$a_m = \gamma.e \quad (31)$$

La fréquence de segmentation comme elle été définie par (Bescze et Elbestawi, 2002):

$$\nu = (A_\nu + B_\nu \text{Log}(f)) (C_\nu + D_\nu V^E_\nu) (1 - F_\nu f^G_\nu) \quad (32)$$

La quantité de poussières produite par ce mécanisme est proportionnelle à la largeur du copeau d :

$$P_{\mu} = B \cdot \gamma \cdot e \cdot d \cdot v = B \cdot \gamma \cdot e \cdot d \cdot (A_v + B_v \text{Log}(f)) (C_v + D_v V_v^E) (1 - F_v f_v^G) \quad (33)$$

Quand la vitesse de coupe augmente la fréquence de segmentation augmente mais l'épaisseur de la couche molle diminue beaucoup.

4.1.4 Synthèse

La poussière produite en usinage est la somme des différentes quantités produites par les différentes sources :

$$P = P_{\mu} + P_{fr} + P_{th} + P_{dp} \quad (34)$$

$$P = f(\gamma, \beta, \alpha, \varphi, V_c) + CR_z^{a''} t^{b''} (\alpha + 90)^{c''} V^{d''} C_h E_T + 0.9 A F_{Sh} V_c e d_l \tan \varphi (2t_c + l) (1 - C_h \sin \alpha) + P_{dp} \quad (35)$$

$$P_{Totale} = \left[B \cdot \gamma \cdot e \cdot l \cdot v + C \cdot A \cdot (1 - e^{-(B_1 N + B_2 \Delta T)}) + \frac{0.9}{C_h b f} A \cdot F_{Sh} \cdot e \cdot v \cdot \tan \varphi (2t_c + b) (1 - C_h \sin \alpha) + P_{dp} \right] \times \left(\frac{\beta_{\max} - \beta}{\beta_c} \right) \quad (36)$$

Il est évident que certains termes de l'équation ci-dessus sont négligeables. Les trois points principaux responsables de la production de poussières sont :

- La différence de dureté entre couches (molle et dure) qui doit être supérieure à une certaine dureté critique;
- La déformation localisée dans la zone fortement cisailée (couche molle);
- Microfrottement (état de surface).

Si la vitesse de coupe augmente, la déformation devient de plus en plus localisée ; mais on doit prendre en considération l'augmentation de la température avec la vitesse de coupe ce qui peut produire une dégradation des propriétés mécaniques du matériau.

Poussières microniques et nanométriques :

En s'intéressant seulement aux poussières microniques, l'origine est le cisaillement et par conséquent, le frottement à l'échelle microscopique et macroscopique. Ce qui donne à l'équation (36) la forme réduite suivante :

$$P(\text{micron}) = B \cdot \gamma \cdot e \cdot l \cdot \nu + C \cdot A \cdot \left(1 - e^{-(B_1 N + B_2 \Delta T)}\right) \quad (37)$$

Alors, si on s'intéresse seulement aux poussières nanométriques, l'origine est uniquement thermique d'où la croissance de production de poussières en fonction de la température (fonction des conditions de coupe et du matériau). Dans ce cas, notre équation (36) doit être approximativement réduite comme suit :

$$P(\text{nano}) = \frac{0.9}{C_h b f} A \cdot F_{Sh} \cdot e \cdot \nu \cdot \tan \varphi (2t_c + b) (1 - C_h \sin \alpha) \quad (38)$$